

1225-0767(ISSN Print)
2287-6715(ISSN Online)
한국연구재단 우수등재학술지

한국해양공학회지

제33권 제3호 (통권 제148호)

2019년 6월

Journal of Ocean Engineering
and Technology



Vol. 33, No. 3 (Serial Number 148)
June 2019

사단법인 한국해양공학회

The Korean Society of Ocean Engineers

<http://www.joet.org>

한국해양공학회 Journal of Ocean Engineering and Technology

편집위원회

위원장

정준모 인하대학교

편집이사

김윤해 한국해양대학교

신성원 한양대학교

안석환 중원대학교

최형식 한국해양대학교

편집위원

강희진 한국해양과학기술원

고대은 동의대학교

구원철 인하대학교

권순철 부산대학교

김국현 동명대학교

김영훈 경남대학교

김진환 카이스트

김현식 동명대학교

남보우 한국해양과학기술원

류용욱 부경대학교

박종천 부산대학교

백광준 인하대학교

송창용 목포대학교

윤현규 창원대학교

이강수 한국해양과학기술원

이우동 경상대학교

이중현 제주대학교

이탁기 경상대학교

임영섭 서울대학교

정동호 한국해양과학기술원

정세민 조선대학교

하태민 강원대학교

허정원 전남대학교

홍성남 경상대학교

국제논문 편집위원

Ahmet Ergin, Istanbul Technical University

Atila Incecik, University of Strathclyde

Gökhan Tansel Tayyar, Istanbul Technical University

Hooi-Siang Kang, Universiti Teknologi Malaysia

Moo Hyun Kim, Texas A&M University

Norimi Mizutani, Nagoya University

Do Kyun Kim, PETRONAS University of Technology(UTP)

Taeseong Kim, Loughborough University

연구윤리위원회

위원장

서성부 동의대학교

운영분과 및 심의 교육·분과 위원

구원철 인하대학교

윤현규 창원대학교

Editorial Boards

Editor-in-Chief

Joonmo Choung, Inha University, Korea

Manuscript Editors

Yun Hae Kim, Korea Maritime and Ocean University, Korea

Sungwon Shin, Hanyang University, Korea

Seokhwan Ahn, Jungwon University, Korea

Hyeungsik Choi, Korea Maritime and Ocean University, Korea

Editorial Board Members

Hee Jin Kang, KRISO, Korea

Daeun Ko, Dong-Eui University, Korea

Weoncheol Koo, Inha University, Korea

Soonchul Kwon, Pusan National University, Korea

Kookhyun Kim, Tongmyong University, Korea

Younghun Kim, Kyungnam University, Korea

Jinwhan Kim, KAIST, Korea

Hyun-Sik Kim, Tongmyoung University, Korea

Bo Woo Nam, KRISO, Korea

Yong Uk Ryu, Pukyong National University, Korea

Jong Chun Park, Pusan National University, Korea

Kwang-Jun Paik, Inha University, Korea

Chang Yong Song, Mokpo National University, Korea

Hyeon Kyu Yoon, Changwon National University, Korea

Kangsu Lee, KRISO, Korea

Woo Dong Lee, Gyeongsang National University, Korea

Chong Hyun Lee, Jeju National University, Korea

Tak Kee Lee, Gyeongsang National University, Korea

Youngsub Lim, Seoul National University, Korea

Dongho Jung, KRISO, Korea

Se-Min Jeong, Chosun University, Korea

Taemin Ha, Kangwon National University, Korea

Jungwon Huh, Chonnam National University, Korea

Sungnam Hong, Gyeongsang National University, Korea

International Advisory Editorial Board Members

Ahmet Ergin, Istanbul Technical University, Turkey

Atila Incecik, University of Strathclyde, UK

Gökhan Tansel Tayyar, Istanbul Technical University, Turkey

Hooi-Siang Kang, Universiti Teknologi Malaysia, Malaysia

Moo Hyun Kim, Texas A&M University, USA

Norimi Mizutani, Nagoya University, Japan

Do Kyun Kim, PETRONAS University of Technology(UTP), Malaysia

Taeseong Kim, Loughborough University, UK

Research and Ethics Boards

Chief

Sung-Bu Suh, Dongeui University, Korea

Management and Deliberative and Education Department

Weoncheol Koo, Inha University, Korea

Hyeon Kyu Yoon, Changwon National University, Korea

AIMS and SCOPE

Journal of Ocean Engineering and Technology (JOET) is a medium for the publication of original research and development work in the field of ocean engineering. JOET covers the entire range of issues and technologies related to the following topics:

Marine hydro-mechanics including: Design of marine structures; Resistance and propulsion; Seakeeping and maneuvering; Experimental and computational fluid dynamics; Ocean wave mechanics; Thermodynamics and heat transfer; Hydraulics and pneumatics;

Marine structure-mechanics including: Structural strength; Fatigue strength; Optimization and reliability; Arctic technology and extreme mechanics; Noise, vibration, and acoustics; Plasticity engineering; Concrete engineering;

Coastal civil engineering including: Coastal structure engineering; Port and harbor structure engineering; Soil engineering; Drilling and exploration; Hydraulics of estuary; Seismic engineering; Coastal disaster prevention engineering;

Marine material engineering including: Metallic material engineering; Organic material engineering; Ceramics; Composite material engineering; Materials evaluation engineering; Surface engineering; Tribology;
Information technology and convergence fields including: Design for safety; IT-based design; IT-based production engineering; Welding mechanics; Design of underwater vehicle; Offshore energy system design; Environment and system evaluation; Control engineering; GPS and GIS; Inspection and sensor; Port and logistics; Leisure boat and deep sea water; Offshore process systems engineering;

Conference papers, research papers, diploma papers and academic articles can be submitted. All of the manuscripts are peer-reviewed.

GENERAL INFORMATION

“Journal of Ocean Engineering and Technology” is the official journal by “The Korean Society of Ocean Engineers”. The ISO abbreviation is “J. Ocean Eng. Technol.” and acronym is “JOET”. It was launched in 1987. It contains original research articles, case reports, brief communications and reviews on technical issues. It is published bimonthly in February, April, June, August, October, and December each year. Supplement numbers are published at times. All of the manuscripts are peer-reviewed.

Full text is freely available from <http://www.joet.org> and <http://www.ksoe.or.kr> without signing in. This journal was supported by the Korean Federation of Science and Technology Societies(KOFST) grant funded by the Korean government. Total or a part of the articles in this journal are abstracted in NRF (National Research Foundation Fund of Korea), Google Scholar, DOAJ(Directory of Open Access Journals), and KCI (Korean Citation Index).

Manuscript should be submitted via the online manuscript website <http://www.joet.org> Other correspondences can be sent via an email to the Editor in Chief.

Correspondence concerning business matters should be addressed to Secretary-Treasurer of KSOE, Heejin Lee, President O/T room No.1302, 13, Jungang-daero 180beon-gil, Dong-gu (48821), Busan, Korea (Tel: +82 51 759 0656, e-mail: ksoehj@ksoe.or.kr).

A subscription to the journal can be obtained by sending your order to or e-mailing to Secretary-Treasurer of KSOE. The annual charge for subscription is 100,000KRW or equivalent.

This is an open access article distributed under the terms of the creative commons attribution non-commercial license(<http://creativecommons.org/licenses/by-nc/3.0>) which permits unrestricted non-commercial use, distribution, and reproduction in any medium, provided the original work is properly cited.

© 2019 by The Korean Society of Ocean Engineers (KSOE) / ISSN(print) 1225-0767 / ISSN(online) 2287-6715

© It is identical to Creative Commons Non-Commercial Licenses.

This paper meets the requirements of KS X ISO 9706, ISO 9706-1994, and ANSI/NISO Z39.48-1992 (Permanence of Paper)

Printed on June 30, 2019 by Hanrimwon Co., Ltd., Seoul, Korea.

목 차

제33권 제3호 (통권 제148호)

2019년 6월

<연구논문>

PML 기반 파라메트릭 해양플랜트 전장생산설계 지원 프로그램 개발 및 업무 효율성 연구 김현철 · 김종명	205
아티클레이티드 타워 형태의 부이 구조물에 관한 파랑 중 운동응답 및 앵커 지지력에 관한 모형시험 연구 권용주 · 남보우 · 김남우 · 원영욱 · 박인보 · 김시문	214
Extreme Value Analysis of Statistically Independent Stochastic Variables Yongho Choi, Seong Mo Yeon, Hyunjo Kim and Dongyeon Lee	222
전파하는 파동유장 중 전진하며 동요하는 2차원 날개의 동력해석 최윤락	229
성층화된 유체 내에서 내부파와 표면파의 파형 변화 실험을 위한 수치적 연구 이주한 · 김관우 · 백광준 · 구원철 · 김영규	236
CFD-DEM 연계기법을 활용한 고정식 해양구조물의 모노파일 주위 유동 및 세굴해석 송성진 · 전우영 · 박선호	245
Draupner 파랑자료의 통계적 해석 김도영	252
Comparative Study on Various Ductile Fracture Models for Marine Structural Steel EH36 Sung-Ju Park, Kangsu Lee, Burak Can Cerik and Joonmo Choung	259
두꺼운 원통형 내압용기의 붕괴하중 추정을 위한 비선형좌굴 유한요소해석 이재환 · 박병재 · 최혁진	272
월류형 잠재 주위의 수면 변동 특성 신영섭 · 이성대	280
소형 ROV를 이용한 IDEFO 기반의 수중 미확인 물체 식별절차에 관한 연구 백혁 · 전봉환 · 윤석민 · 노명규	289
<기술논문>	
URI-T, 해저 케이블 매설용 ROV 트랜처 개발 및 실험 성능 검증 강형주 · 이문직 · 조건래 · 기건희 · 김민규 · 이계홍	300

CONTENTS

Volume 33, Number 3

June, 2019

<Original Research Articles>

- Development and Working Efficiency of Supporting Program for the Parametric Electrical Outfit Production
Design of Offshore Plant Based on PML
Hyun-Cheol Kim and Jong-Myung Kim 205
- Model Test on Motion Responses and Anchor Reaction Forces of an Articulated Tower-Type Buoy Structure
in Waves
Yong-Ju Kwon, Bo Woo Nam, Nam Woo Kim, Young-Uk Won, In-Bo Park and Sea-Moon Kim 214
- Extreme Value Analysis of Statistically Independent Stochastic Variables
Yongho Choi, Seong Mo Yeon, Hyunjo Kim and Dongyeon Lee 222
- Powering Analysis of Oscillating Foil Moving in Propagating Wave Flow Field
Yoon-Rak Choi 229
- Numerical Study for Experiment on Wave Pattern of Internal Wave and Surface Wave in Stratified Fluid
Ju-Han Lee, Kwan-Woo Kim, Kwang-Jun Paik, Won-Cheol Koo and Yeong-Gyu Kim 236
- Flow and Scour Analysis Around Monopole of Fixed Offshore Platform Using Method that Couples
Computational Fluid Dynamics and Discrete Element Method
Seongjin Song, Wooyoung Jeon and Sunho Park 245
- Statistical Analysis of Draupner Wave Data
Do Young Kim 252
- Comparative Study on Various Ductile Fracture Models for Marine Structural Steel EH36
Sung-Ju Park, Kangsu Lee, Burak Can Cerik and Joonmo Choung 259
- Nonlinear Buckling Finite Element Analysis to Estimate Collapse Pressure of Thick Cylinder under
Hydrostatic Pressure
Jae-Hwan Lee, Byoungjae Park and Hyuek-Jin Choi 272
- Characteristics of Water Surface Variation around Double-Breaking Type Artificial Reef
Young-Seop Shin and Seong-Dae Lee 280
- Study on Identification Procedure for Unidentified Underwater Targets Using Small ROV Based on
IDEF Method
Hyuk Baek, Bong-Huan Jun, Suk-Min Yoon and Myounggyu Noh 289
- #### <Technical Article>
- Development of ROV Trencher URI-T and its Sea Trial
Hyungjoo Kang, Mun-Jik Lee, Gun Rae Cho, Geonhui Ki, Min-Gyu Kim and Ji-Hong Li 300

Development and Working Efficiency of Supporting Program for the Parametric Electrical Outfit Production Design of Offshore Plant Based on PML

Hyun-Cheol Kim^{ID*} and Jong-Myung Kim^{ID**}

^{*}Faculty of Mechanical Engineering, Ulsan College, Ulsan, Korea

^{**}GL ENG(Global Leader Engineering), Ulsan, Korea

PML 기반 파라메트릭 해양플랜트 전장생산설계 지원 프로그램 개발 및 업무 효율성 연구

김현철^{ID*} · 김종명^{ID**}

^{*}울산과학기술대학교 기계공학부

^{**}지엘이엔지

KEY WORDS: Offshore plant 해양플랜트, Electrical outfit production design 전장생산설계, PML(Programmable macro language) 프로그래밍 매크로 언어, Cable tray 케이블 트레이, Tray support 트레이 지지대

ABSTRACT: Recently, because of the global recession of the offshore plant industry and low-cost orders, there has been increasing interest in strengthening the competitiveness of domestic companies for the design and production technologies of offshore plants. However, in the offshore plant design field, the Plant Design Management System (PDMS), which is a 3D CAD program for plant layout developed by AVEVA Marine, is already commonly used as offshore plant design software and widely used in large domestic shipyards and cooperative design companies. Under this background, we have been thinking about ways to design better with the existing software. In this study, we developed a parametric design program to maximize the efficiency and reduce the working time for offshore plant electrical outfit production design based on the Programmable Macro Language (PML) of PDMS. We also examined its performance. By applying the developed program to the offshore plant module selected as an application example, it was confirmed that a 50% improvement in the work efficiency of cable tray design could be obtained compared with the existing method, with work efficiency improvements of 80% or more in other field design work.

1. 서 론

해양플랜트 전장설계(Electrical outfit design)는 해양플랜트에 전기를 공급하고 장비를 제어할 수 있는 시스템을 구축하고, 관련 장비와 의장품들이 설치될 수 있도록 전장품들을 배치하는 설계 작업으로, 국내 대형 조선소에서는 해양플랜트 상세 및 생산 설계 전용 소프트웨어인 PDMS(Plant design management system) (AVEVA, 2012; AVEVA, 2013)를 사용하여 수행한다. PDMS는 해양플랜트의 모든 상세 및 생산설계가 가능하도록 범용적으로 지원하기 때문에 기본적으로 제공되는 기능들을 사용할 경우, 특정 생산설계 작업 수행 시 그 설계 과정이 비효율적이고 복잡하여 업무 효율성 저하에 영향을 미칠 수 있다. 예를 들면, 케

이블 트레이(Cable tray)의 지지대(Support)를 트레이를 따라 일정 간격으로 설치하고자 하면 각각 개별적으로 지지대를 3D 모델링하여 정해진 위치에 설치하는 과정을 반복적으로 수행해야 한다. 만일 설치해야 할 지지대가 수백 개이면 모두 개별적으로 작업을 수행해야 하므로 업무 효율 저하, 설계자의 피로도 증가와 함께 오작 확률이 높아지는 것은 자명한 사실이다. 따라서 설계 작업의 효율성과 편의성을 개선하기 위해 PDMS는 설계자가 자주 사용하는 기능들을 체계화하여 PDMS기반 독자 시스템을 개발할 수 있도록 사용자 정의 매크로 언어인 PML (Programmable macro language)를 지원하고 있다. 여기서 PML은 단순한 일괄 배치 방식 뿐 만 아니라 객체 지향 프로그래밍 방식도 포함한다.

Received 15 November 2018, revised 4 April 2019, accepted 11 April 2019

Corresponding author Hyun-Cheol Kim: +82-52-279-3103, hckim@uc.ac.kr ORCID: https://orcid.org/0000-0001-9631-5645

© 2019, The Korean Society of Ocean Engineers

This is an open access article distributed under the terms of the creative commons attribution non-commercial license (<http://creativecommons.org/licenses/by-nc/3.0>) which permits unrestricted non-commercial use, distribution, and reproduction in any medium, provided the original work is properly cited.

한편, 전장설계 관련 연구 현황들을 살펴보면 선박의 전장 모델링 편의 및 도면 자동화를 위한 데이터 처리방법(HHI, 2010), 2D 전장설비 배치도로부터 전장속성정보와 함께 3D 전장설비 모델링을 자동으로 수행하는 방법(HHI, 2012), 케이블에 대한 연결 상태 및 트레이(Cable tray) 점유율 상태를 색상으로 표시하기 위한 방법(DSME, 2013) 등이 있다. 이들 연구들은 시수절감과 업무 효율의 극대화를 위한 전장설계 및 도면 작업의 자동화 및 적용 방법(DSME, 2013), 설계 자동화 개념(HHI, 2010; HHI, 2012) 등을 소개하였지만 업무 효율성에 대한 정량적 검토는 수행되지 않았다.

본 논문은 PML(Programmable macro language) 기반 해양플랜트 전장생산설계 지원 프로그램(GLENG ElecTool Ver.1.0) 개발 및 업무 효율성 검증 결과를 소개하고자 한다. 이를 위해 전장 템플릿 라이브러리(Electrical outfit template library)를 기반으로 하는 파라메트릭 3D 배치설계(Parametric 3D arrangement design) 방법 및 시스템 기능 구성을 설명하고, 성능 검증을 위해 해양플랜트 모듈 구조(Module structure)에 적용하여 PDMS의 기본 기능들로 수행하는 설계 작업 대비 PML을 이용한 업무 효율성 검토를 정량적으로 비교 분석하였다. 여기서 전장 템플릿은 전장 설계에 필요한 다양한 유형의 3D 전장 모델들을 의미하며, 이들 3D 전장 템플릿은 형상을 정의하는 파라미터들에 의해 조정된다. 그리고 전장 템플릿들을 저장하고 있는 데이터베이스 공간을 전장 템플릿 라이브러리라고 정의하였다.

2. PML 기반 전장생산설계 지원 프로그램 개발

2.1 내부 기능 구조

PML기반 해양플랜트 전장생산설계지원 프로그램의 기능은 크게 3D 배치 기능과 도면 자동화 출력 기능으로 구성되어 있다. 3D 배치 기능은 케이블 트레이 3D 배치(CTM, Cable tray modeling), 지지대 3D 배치(TSM, Tray support modeling), 전장조명 3D 배치(LSC, Light seat change), 배치 편집 기능(CiM, Call in modeling; C&V, Clipping & Volume check) 등을 포함하며, 도면 자동화 출력기능은 2D 도면으로 자동 출력하는 기능(DtD, Design to draft; Drawing, 2D draft drawing; MTO, Material take off of tray support)들을 포함한다(Table 1).

Fig. 1은 PML을 이용하여 구현된 전장생산설계 지원 프로그램의 내부 구성을 나타낸다. Fig. 1에서 보는 바와 같이 PDMS는 기본적으로 범용 3D 모델 템플릿 라이브러리와 3D 모델을 수정할 수 있는 파라메트릭 설계 기능들을 제공하는데, 전장생산설계 PML은 PDMS의 기본 기능에 전장 3D 모델을 추가하고, 파라메트릭 3D 배치설계를 수행할 수 있도록 보완하였다. 여기서 파라메트릭 3D 배치설계란 전장품에 대한 3D 모델링 뿐 만 아니라 3D 배치 설계도 파라미터를 통해 조정하는 방법을 말한다. 앞서 서론에서 설명한 트레이 지지대 설치의 경우 기존의 PDMS에서 지원하는 파라메트릭 기능은 3D 모델링에서만 적용되므로, 수많은 지지대를 설치해야 할 경우 파라메트릭 지지대 모델링 후 개별적으로 정해진

Table 1 Function descriptions of Functions

Function	Symbol	Description
Cable tray modeling	CTM	3D modeling and arrangement of cable tray
Tray support modeling	TSM	3D Modeling and arrangement of tray support
Light seat change	LSC	Change of lighting type
Call in modeling	CiM	Loading the outfit items into the screen
Clipping & Volume check	C&V	Selection of the outfit items by volume
Design to draft	DtD	Converting from 3D modeling to 2D draft
2D draft drawing	Drawing	Creation of 2D Draft
Material take off of tray support	MTO	Checking quantity, type, weight etc. of tray support

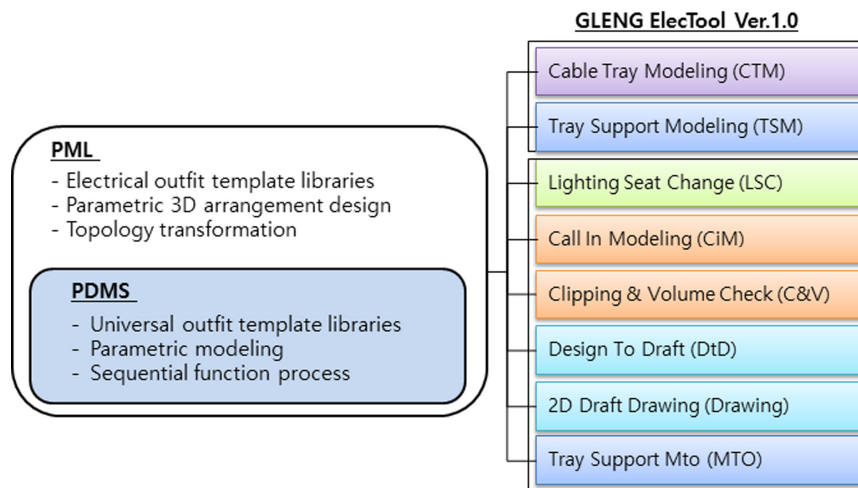


Fig. 1 Structure and functions of electrical outfit program based on PML

위치에 직접 설계자가 지정을 해주어야 한다. 그러나 파라메트릭 3D 배치 설계의 경우에는 3D 모델링과 배치를 동시에 파라미터들을 이용하여 제어할 수 있으므로 모델링과 동시에 배치 작업이 수행된다. 또한, 전장품들의 속성 및 2D 도면 출력 등도 자동으로 수행할 수 있도록 구현하였다.

2.2 케이블 트레이 설계(CTM, Cable tray modeling)

해양플랜트에는 적게는 5만 미터에서 많게는 100만 미터 이상의 케이블이 설치된다. 그리고 이러한 케이블이 지나다니는 통로가 케이블 트레이(Cable tray)이다. 해양플랜트에서는 케이블 트레이가 서로 연속해서 연결되고, 여러 단으로 나뉘어져서 각 시스템 별로 케이블을 포설(Cable pulling)하게 되는 경우가 많다. 케이블 트레이는 케이블이 설치되는 행거(Hanger), 지지대(Tray support) 그리고 러너바(Runner bar)(Sul and Seo, 2015)로 구성되어 있다(Fig. 2). 러너바는 평판바(Flat bar)와 볼팅바(Bolting Bar)

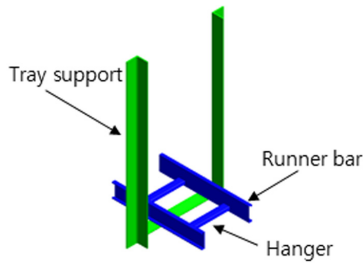


Fig. 2 Cable tray configuration

유형이 있으며, 지지대와 연결되어 행거를 고정시키는 역할을 한다. 여기서 지지대는 트레이의 길이, 구조, 강도를 고려한 배치 작업을 별도로 수행해야 하므로, 이하 본 논문에서 언급하는 케이블 트레이는 지지대를 제외한 행거와 러너바를 의미한다.

Fig. 3은 Fig. 1에서 ‘CTM’을 실행하면 나타나는 케이블 트레이 설계 창(Window)과 작업 환경을 나타낸다. ‘CTM’은 케이블 트레이에 대한 파라메트릭 3D 배치 설계 기능(Fig. 3(a))과 케이블 트레이 배치, 연장, 삭제, 전장품들 간의 간섭 확인 등을 수행하는 토폴로지 변환 기능(Fig. 3(b)) 그리고 색깔 변경과 같이 전장 장비 속성을 편집하는 부가 기능(Fig. 3(c))들로 구성된다. Fig. 3에서 상부에 있는 메뉴바는 PDMS에서 제공되는 기본 기능을 나타내며, 하부에는 ‘CTM’ 실행 후 케이블 트레이 설계를 위한 메뉴바를 나타낸다. 여기서 기본 기능과 ‘CTM’기능을 비교해 보면 기본 기능만으로 케이블 트레이 설계를 효율적으로 수행하기가 어려움을 알 수 있다.

해양플랜트에서 자주 사용하는 케이블 트레이 3D 모델 템플릿 유형은 Fig. 4와 같으며, 생성 유형은 Fig. 5와 같다. 여기서 케이블 트레이 3D 템플릿 유형을 선택한 후 해당하는 파라미터들 즉, 길이, 폭, 각도 등을 정의하면 케이블 트레이의 3D 모델이 생성된다.

케이블 트레이 배치 설계 기능은 2개의 분리된 케이블 트레이의 자동 결합(Fig. 6), 케이블 트레이의 진행 방향 변경(Fig. 7), 부분 구간의 케이블 트레이 이동(Fig. 8) 등이 있으며, 화면 상의 케이블 트레이 길이 표시, 진행 방향 지정, 전장 속성 표시 등의 부가적인 기능들이 있다.

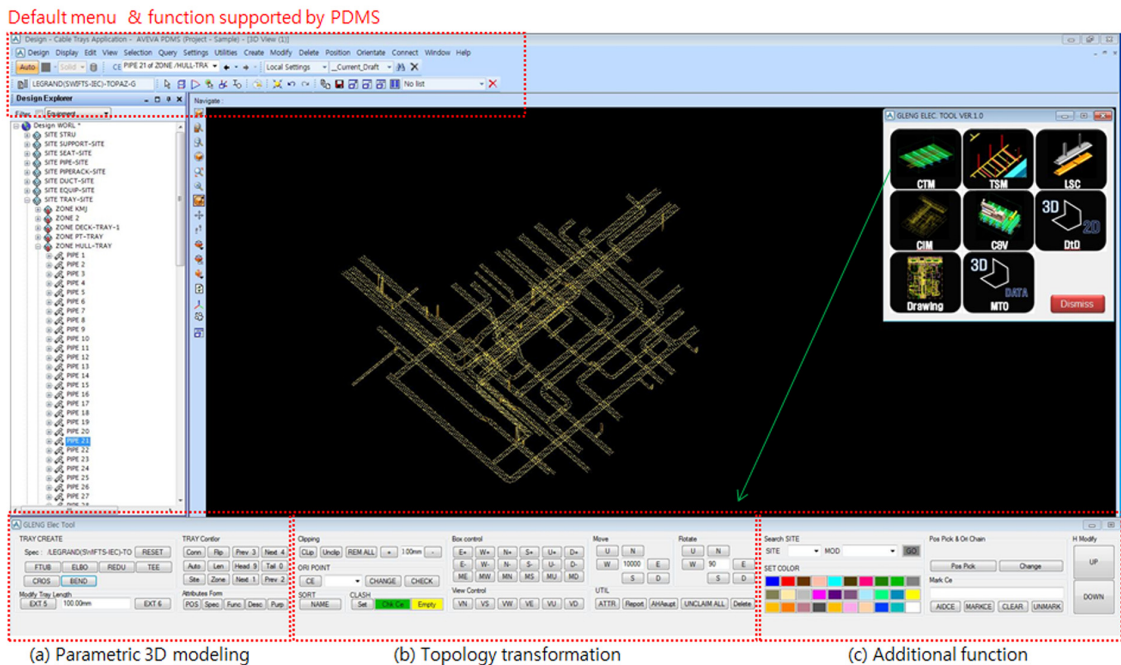


Fig. 3 Design window for the cable tray modeling (CTM)

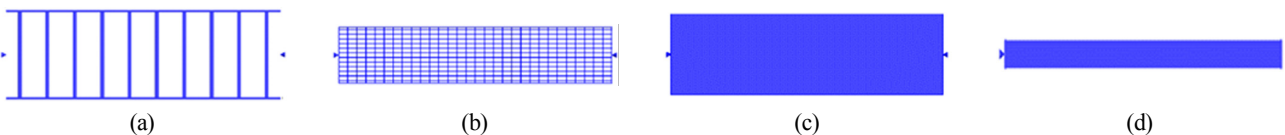


Fig. 4 Template types of cable tray

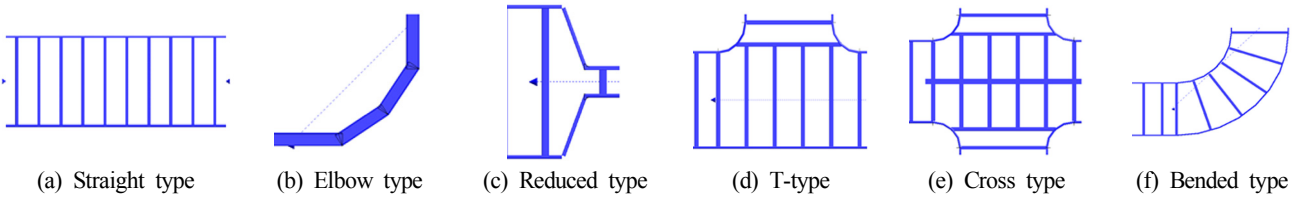


Fig. 5 Creation types of cable tray

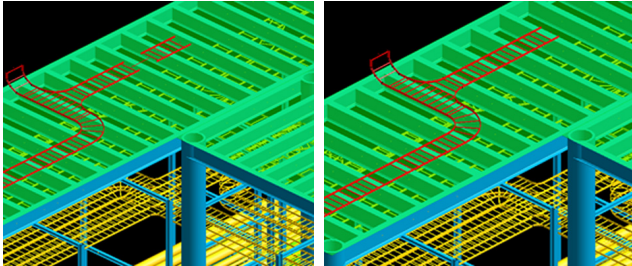


Fig. 6 Automatic combination between cable trays

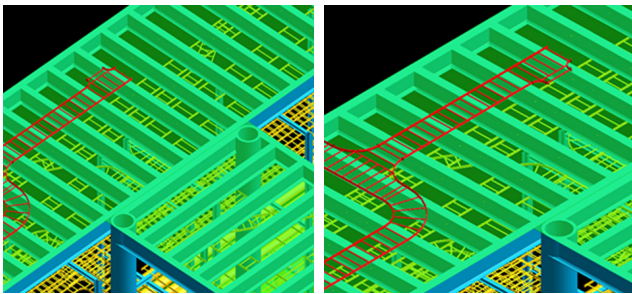


Fig. 7 Direction change of cable tray

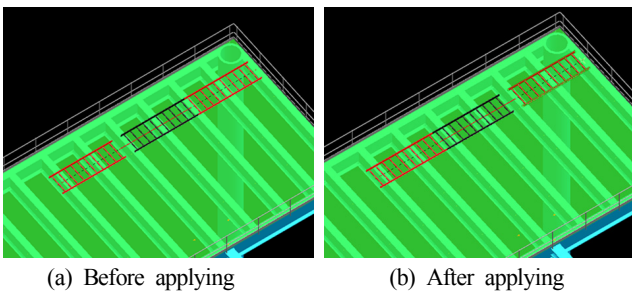


Fig. 8 Shift of cable tray

토폴로지 변환 기능은 전장품들의 클립핑 조정(Clipping control), 케이블 트레이와 의장품 간의 간섭 검사, 케이블 트레이의 이동 및 회전, 설계 화면 조정 등을 지원한다. 클립핑(Clipping)은 정의된 육면체 박스(Box) 범위만큼 선택된 전장품들을 기준으로 화면에 보여주는 기능으로, 국부적으로 상세하게 설계할 때 유용한 기능이다. Fig. 9는 클립핑 기능을 이용하여 케이블 트레이만 보이는 육면체 박스를 다른 의장품들과의 연계성을 확인할 수 있도록 설계 영역을 확대한 결과를 나타낸다.

Fig. 10은 케이블 트레이와 의장품과의 간섭 검사 결과를 보여준다.

이외에도 부가 기능은 의장품의 색깔 변경, 의장 템플릿의 탐색 및 순위 변경 등을 지원한다.

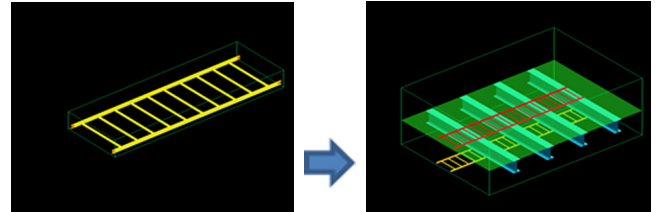


Fig. 9 Expansion of design viewing range using clipping function & box control

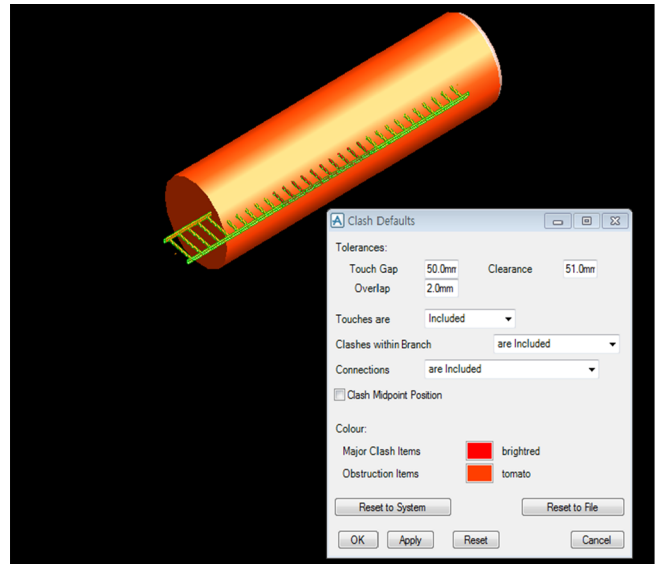


Fig. 10 Interference inspection between cable tray and pipe outfit

2.3 트레이 지지대 설계(TSM, Tray support modeling)

트레이 지지대는 케이블 트레이를 지지하는 구조물이며, 케이블 트레이가 모델링된 후 정해진 규격에 따라 일정 간격으로 배치된다. Fig. 1의 'TSM'을 실행하면 Fig. 11과 같은 메뉴 창이 나타난다. 트레이 지지대 설계 기능으로는 설계된 트레이 지지대 모델들을 보관하는 저장 공간 지정(Fig. 11(a)), 트레이 지지대 기

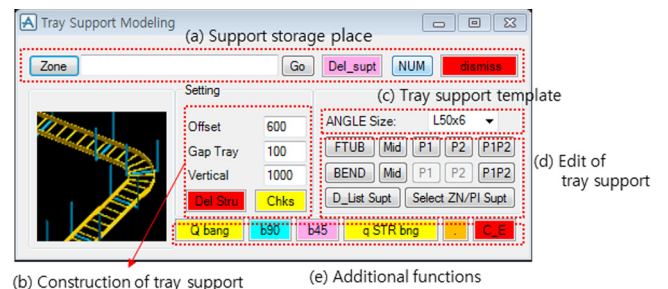


Fig. 11 'TSM' menu window for the tray support design

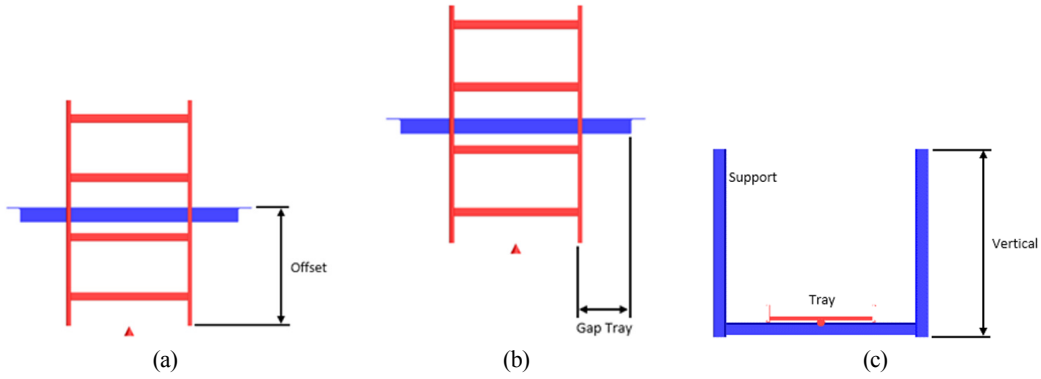


Fig. 12 Parameters defining tray support basic model

본 3D 모델(Fig. 11(b)), 트레이 지지대 크기 지정(Fig. 11(c)), 트레이 지지대 편집(Fig. 11(d)) 그리고 부가적인 기능(Fig. 11(e)) 등을 포함한다. Fig. 11(a)의 저장 공간에 Fig. 11(b) 트레이 지지대의 기본 모델을 정의하는 파라메타들은 Fig. 12와 같다. 케이블 트레이로부터 지지대가 시작되는 부분(Offset), 케이블 트레이와 지지대와의 여유거리(Gap tray) 그리고 높이(Vertical)로 구성되어 있다. Fig. 11(c)는 미리 정의된 지지대 부재 단면 크기를 3D 모델 템플릿으로 저장해 두고 불러오는 기능이다. 그리고 Fig. 11(d)는 기본 지지대 모델을 이용하여 지지대 배치

작업을 수행하는 기능으로, 지지대 길이 연장, 곡선 트레이의 지지대 추가 삽입 및 삭제 등을 포함한다. Fig. 11(e)는 지지대 설계를 위한 부가적인 기능으로 색상 변경, 기호 혹은 글자 추가 및 삭제, 지지대 단면 각도 변경 등을 포함한다. Fig. 13은 일정 구간 트레이 지지대들이 자동으로 추가 배치한 예를 나타내고, Fig. 14는 곡선 트레이에 지지대가 자동으로 삽입되는 예를 나타낸다.

2.4 조명 시트 자동 변경(LSC: Lighting seat change)

시트(Seat)는 전장 장비가 선박 내부 혹은 외부에 설치될 수 있도록 고정시키는 역할을 하는 의장품이고, 조명 시스템(Lighting system)은 구조물 내 주어진 장소의 사용 목적에 알맞은 광환경과 작업에 적합하도록 빛의 질, 양 및 방향을 고려한 광원과 기구의 종류, 크기, 위치 등을 포함한 조명 시설이다. 따라서 조명 시트(Lighting seat)는 조명시설을 포함한 고정장품을 말하며, 해양플랜트에는 목적에 따른 다양한 유형의 조명 시트 유형이 존재하며, 수천 혹은 수만 개의 설치 조건을 만족해야 한다. Fig. 15은 Fig. 1의 ‘LSC’을 실행하여 Fig. 15(a)의 조명 시트 유형을 Fig. 15(b)의 유형으로 일괄 변경하여 배치된 결과를 나타낸다.

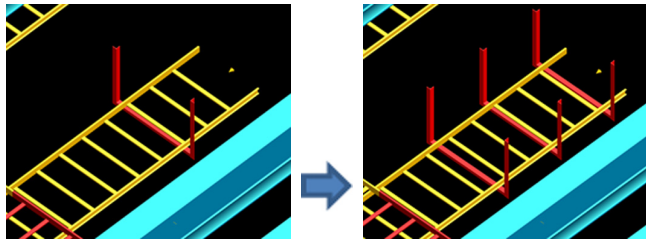


Fig. 13 Tray supports arranged automatically on a straight cable tray

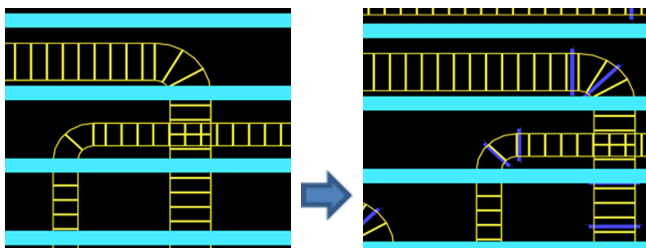


Fig. 14 Tray supports arranged automatically on a bended cable tray

2.5 아이템 자동 콜인과 활성화 검토(CiM, Call in Modeling; C&V, Clipping & Volume Check)

Fig. 1의 ‘CiM’아이템 자동 콜인 기능은 설계 영역에 속하는 전장 장비를 포함한 구조물 내의 3D 모델링된 아이템들을 일괄적으로 불러들이는 기능이다. 여기서 아이템이란 전장 장비를 포함한 설계에 사용되는 모든 의장품들과 구조물 등을 포함한다. 일반적으로 해양플랜트에는 다양한 의장품들과 구조물들로

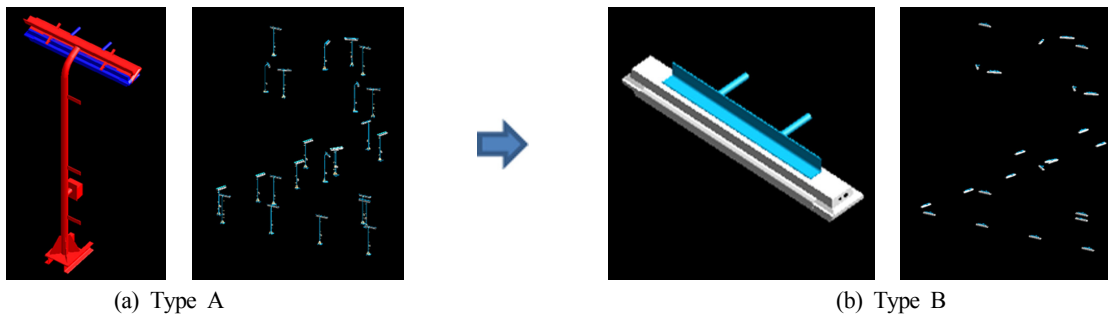


Fig. 15 Automatic change of many lighting seat types

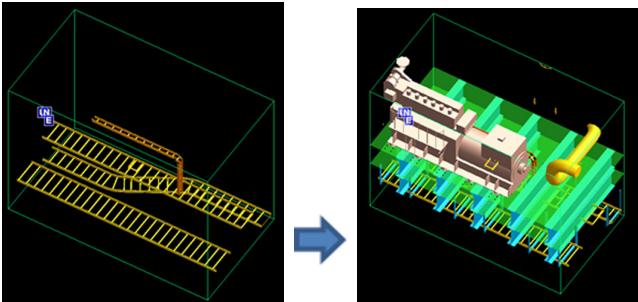


Fig. 16 Automatic item call in under given design volume

복잡하게 구성되어 있으므로 한 번에 전체적으로 전장설계 작업을 수행하기가 어렵다. 때문에 국부적으로 필요한 설계 영역 내에서 설계 작업을 수행한 후 전체적으로 종합하게 된다. 이때 아이템 자동 콜인은 이러한 국부 설계 작업 시 필요한 의장품과 구조물 아이템들을 일괄적 혹은 선택적으로 작업 공간으로 참조할 수 있도록 아이템들을 시스템에 자동으로 등록하게 한다. 또한, Fig. 1의 ‘C&V’는 설계 작업 시 선택된 작업 영역(Working volume) 내에서 불러들인 전장품들을 활성화(Clipping) 혹은 비활성화(Unclipping)하는 기능을 한다. Fig. 16은 주어진 설계 영역에서 케이블 트레이만 활성화되어 있는 상태에서 전장 장비와 구조물을 모두 활성화하여 콜인한 결과를 나타낸다.

2.6 2D 도면 및 생산 정보 자동 출력(DtD, Design to Draft; Drawing, 2D Draft Drawing; MTO, Tray Support Mto)

PDMS는 3D 모델링을 위한 설계 모듈(Design module)과 2D 도면 작업을 위한 도면 작성 모듈(2D draft module)로 분리되어 구성되어 있다. 따라서 2D 도면 작업을 위해서는 설계 모듈에서 자동 2D 변환을 하는 작업인 ‘DtD’(Fig. 1)와 변환된 2D 정보를 도면 작성 모듈에서 출력하는 작업인 ‘Drawing’(Fig. 1)의 2 단계 작업을 거쳐야 한다. Fig. 17(a)는 ‘DtD’작업 환경의 예를, Fig. 17(b)는 ‘Drawing’ 결과 예를 나타낸다.

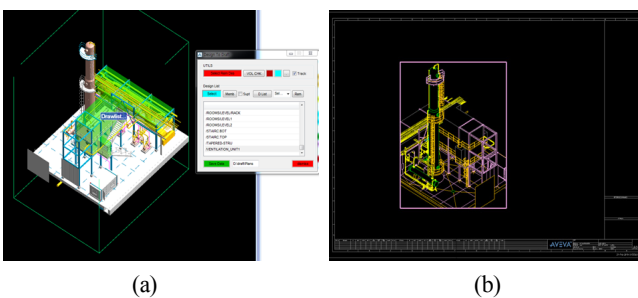


Fig. 17 An example of automatic 2D Drawing work

Fig. 1의 ‘MTO’는 트레이 지지대의 수량, 유형, 저장 공간 등을 확인하고, 무게를 계산하여 엑셀로 출력하는 기능이다.

3. 시스템 성능 검토

3.1 적용된 해양플랜트 설계 모델

본 연구에서 개발한 PML기반 프로그램의 설계 작업 효율성

Table 2 Design conditions applied to offshore plant module

Item	Unit	Value
Length of offshore plant module	m	44
Width of offshore plant module	m	38
Height of offshore plant module	m	20
Total length of cable trays	m	2,043
Number of tray supports	EA	1,210
Number of lighting seat changes	EA	468
Total number of items (Boiler, Crane, Pump etc.)	EA	2,924

검토를 위해 Table 2의 조건들을 가지는 해양플랜트 모듈에 대해 전장생산설계를 수행하여 PDMS의 기본 기능을 사용한 설계 결과와 정량적으로 비교하였다. 여기서 동일한 설계자가 동일한 조건에서 설계를 수행하여 소요되는 작업 시간을 측정하였다.

3.2 케이블 트레이 설계 결과

Table 2의 해양플랜트 모듈에 설치되는 케이블 트레이의 총 길이는 2,043m이며, 케이블 트레이의 길이가 각각 100m, 1000m, 2043m일때 소요된 작업 시간을 측정하였다. Fig. 18(a)는 적용된 케이블 트레이 3D 모델이며, Fig. 18(b)는 배치 설계 과정을 트레이 길이 당 작업 시간으로 나타내어 두 결과를 비교한 것이다. PML을 사용한 경우와 기존 방법(PDMS의 기본 기능만 사용한 경우)의 결과를 비교하였으며, 트레이 길이에 따라 기존 방법 대비 평균 약 50% 이상의 시수 절감 효과가 있음을 확인하였다. 설계자의 숙련도에 따라 결과에 상이한 차이가 있을 수 있으나 상당히 효율적으로 설계 작업을 수행할 수 있음을 알 수 있다. 수치적으로 표현하기는 어렵지만 작업의 편이성 또한 기존 방법 대비 많은 개선이 이루어졌다.

3.3 트레이 지지대 설계 결과

Fig. 18(b)에 배치된 케이블 트레이에 PML을 이용하여 1,210개의 트레이 지지대를 설치하였다. Fig. 19(a)와 Fig. 19(b)는 적용된 트레이 지지대 3D 모델과 설치 결과를 나타낸다. 케이블 트레이 100m, 1000m, 2043m에 대해 69개, 609개, 1210개의 트레이 지지대를 배치하였으며 소요된 작업 시간을 기존 방법과 비교하였다. 각 단계별 약 92%의 시수 절감 효과가 나타남을 확인하였다. 이는 PML을 통해 일괄적으로 트레이 지지대를 자동 적용하기 때문에 설계자가 직접 위치를 찾아서 배치하는 기존 방법에 비해 작업 시수를 획기적으로 줄여줄 수 있음을 알 수 있다.

3.4 조명 시트 유형 변경 결과

해양플랜트 모듈 내에 다양한 조명 시트들이 설계 조건에 따라 시트 유형을 변경해야 할 경우가 빈번히 발생한다. Fig. 20(a)는 Table 2의 해양플랜트 모듈에 변경 적용된 조명 시트 유형을 나타내며, Fig. 20(b)는 기존에 설치된 조명 중에서 50개에서 468개 사이에서 Fig. 20(a) 중의 한 유형으로 변경하는 데 소요되는 작업 시간을 비교한 것이다. 여기서 조명 시트는 처음에

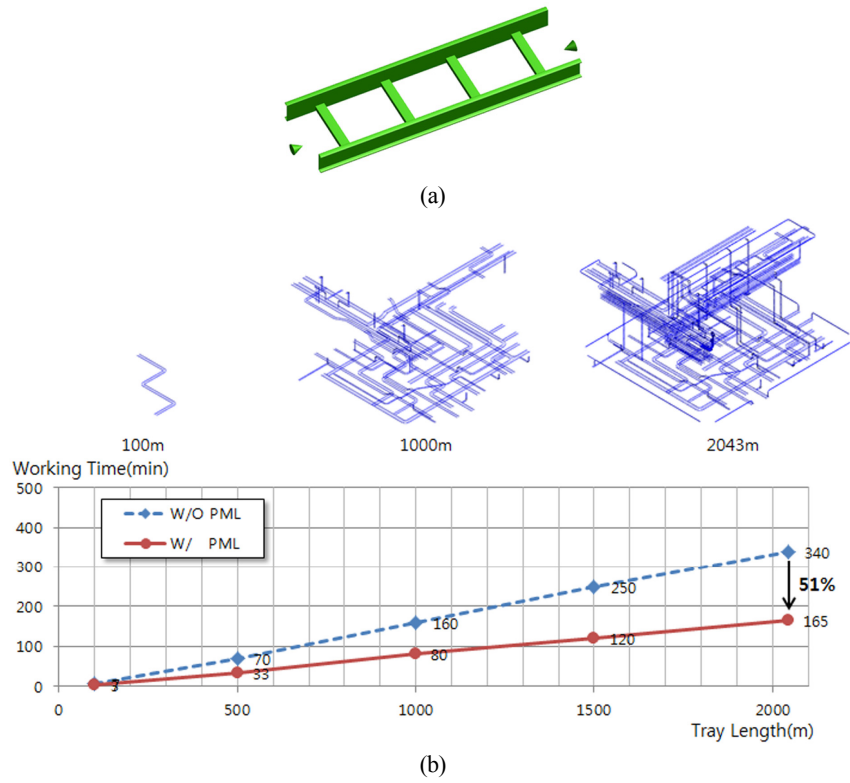


Fig. 18 Comparison of cable tray design results

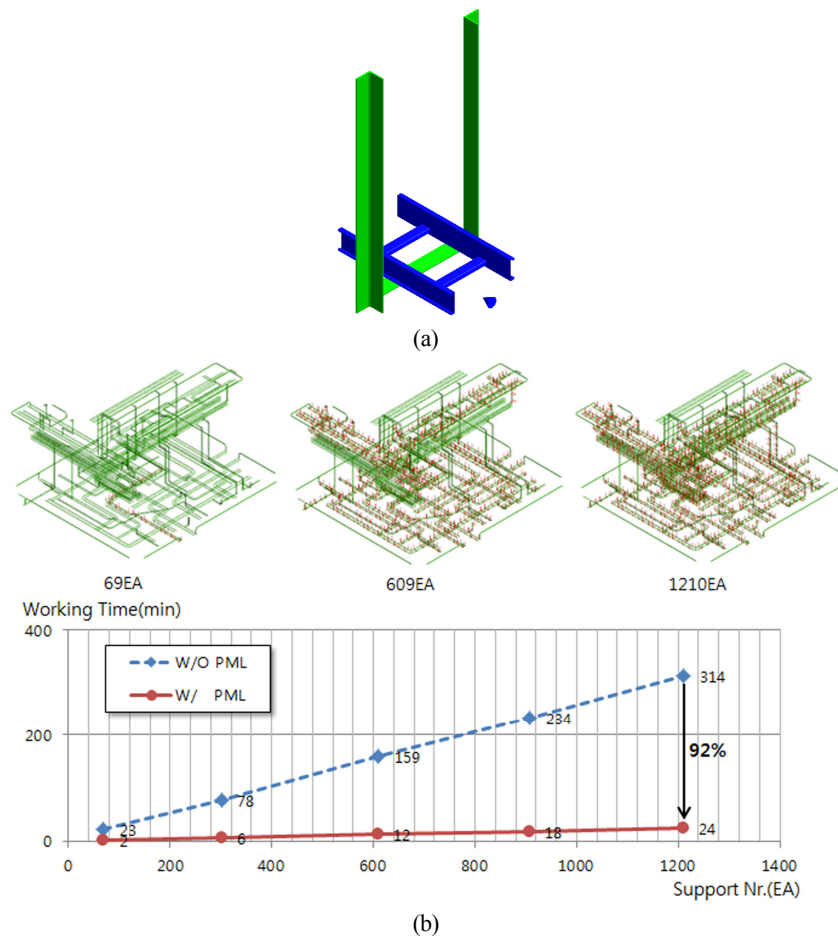


Fig. 19 Comparison of tray support design results

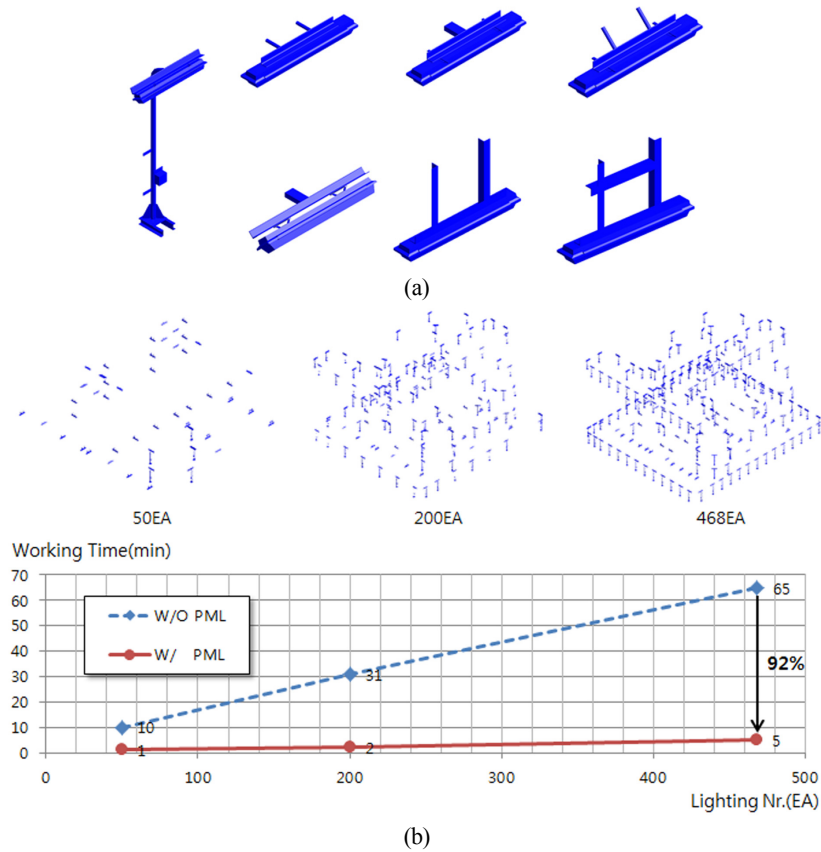


Fig. 20 Comparison of lighting seat change results

시공한 이후 구조물의 변경으로 인해 설계 조건에 따라 적합한 조명 유형으로 변경 설치되므로 일괄적으로 적용할 수 없다. 때문에 본 연구에서는 설계 변경으로 인해 구조물에 적합한 유형으로 조명을 변경하는 작업에 설계 소요 시간을 계산하였다. 468개의 조명 유형을 변경하는데 기존 방법은 65분이 소요되었지만, PML을 사용하였을 경우에는 5분이 소요되어 약 92%의 시수 절감 효과를 보였다. 그리고 각 단계별 약 90%이상의 작

업 효율을 나타내었다. 이것은 PML을 이용하는 방법은 정해진 위치의 조명 시트 유형을 개수와 상관없이 일괄적으로 변경이 가능함을 의미한다.

3.5 아이템 자동 콜인과 활성화 결과

아이템 자동 콜인 및 활성화 기능은 설계할 영역에 해당하는 전장 아이템들을 일괄적으로 불러오는 기능 혹은 일시적으로

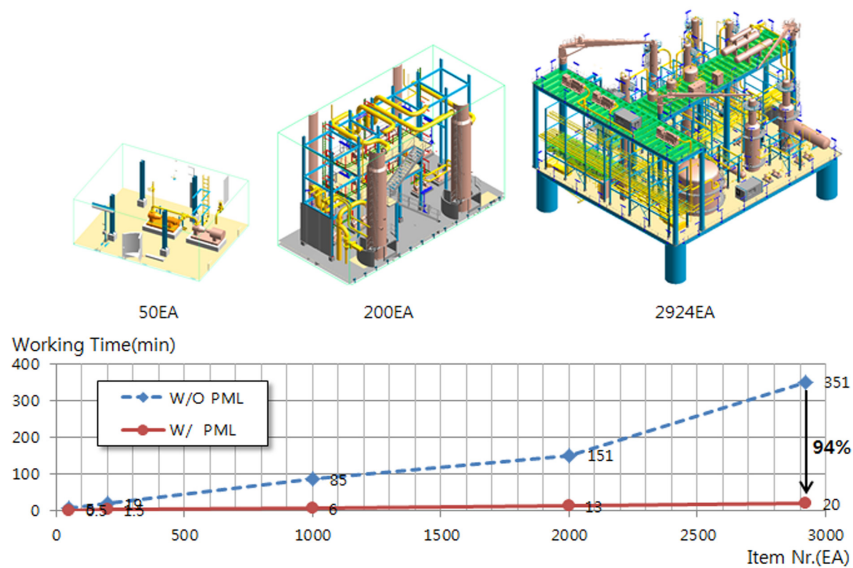


Fig. 21 Comparison of call in items results

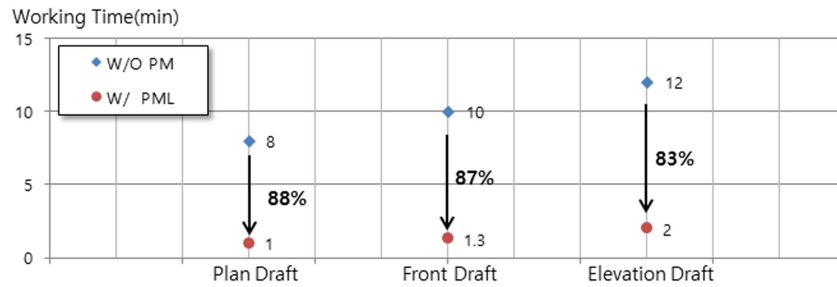


Fig. 22 Comparison of 2D drawing report results

보이거나 숨기는 기능을 포함한다. 일반적으로 PDMS에서는 순차적이며 반복적인 과정을 통해 아이템들을 개별적으로 선택하여 활성화 혹은 비활성화하여 설계를 수행한다. 따라서 작업할 아이тем들이 많은 경우에는 아이тем 콜인에 많은 시간이 소요된다. 그러나 PML을 사용할 경우에는 20분 내외로 작업을 수행할 수 있으므로 전장 설계 작업의 효율성을 획기적으로 향상시킬 수 있다. Fig. 21은 해양플랜트 모듈에 적용된 전체 2,924개의 아이тем들을 콜인할 때 기존 방법 대비 약 94%의 시수 절감 효과가 있음을 보여준다. 적용된 아이тем의 구성들을 살펴보면 파이프 701개, 트레이 모듈 803개, 선체 구조물 762개와 보일러 탱크, 크레인, 펌프 등을 포함한 기타 장비 658개이다.

3.6 자동 2D 도면 출력 결과 비교

Fig. 22는 해양플랜트 모듈의 3D 모델링 결과를 2D 도면 즉, 정면도(Front view), 평면도(Plan view), 측면도(Elevation view) - 으로 출력할 때 소요되는 작업 시간을 나타낸 결과이다. 기존 작업 대비 83~88%의 시수 절감 효과가 있음을 알 수 있다. 여기서 총 아이тем 2,924개에 대한 2D 도면 출력 결과를 나타내지만, 용도에 따른 설치도 도면을 위한 아이тем별 도면 출력 작업을 고려한 콜인 기능과 연동하면 시수 절감 효과는 더욱 클 것으로 예상된다.

4. 결 론

본 연구에서는 PML 기반 전장생산설계 지원 프로그램을 개발하여 기존 방법 대비 업무 효율성을 정량적으로 검토하였다. 연구 결과를 요약하면 다음과 같다.

첫째, 일반적으로 전장생산설계는 구조생산설계, 배관생산설계 등의 작업 이후에 수행된다. 따라서 상대적으로 보다 많은 설계 수정 작업이 요구되므로 PML을 이용하여 반복되는 설계 작업을 최소화하였다.

둘째, 전장 템플릿 라이브러리와 파라메트릭 3D 배치 설계를 통해 설계 작업 효율을 극대화하였다. 작업 유형에 따라 기존 방법 대비 약 51%에서 95%의 설계 시수 감소를 확인하였다.

셋째, PDMS 기반 실무 기능들로 체계화 및 단순화함으로써 전장생산설계지원 전용 프로그램을 구축하였다. 이를 통해 개발된 프로그램만으로 독립적으로 전장생산설계를 효율적이고 쉽게 수행할 수 있었다.

넷째, PDMS 기반 프로그램이므로 기존의 해양플랜트 설계

시스템과의 호환성 고려가 필요치 않다.

본 연구는 신개념의 전장생산설계 시스템의 개발 및 성능 개선보다는 기존 시스템 기반 설계 작업 효율의 극대화를 위한 설계 기능 최적 구성 방법과 작업 효율성을 다루었다. 또한, 기존 설계 시스템을 기반으로 하는 최적 기능 구성으로도 설계 작업 시수를 획기적으로 감소할 수 있는 시스템 구현이 가능함을 확인하였다.

일반적으로 국내 중소설계협력업체의 경쟁력은 대부분 축적된 설계 기술 경험을 기반으로 하고 있다. 또한, 설계 도구는 대기업에서 사용하거나 기존의 소프트웨어를 사용한다. 본 연구는 기존의 시스템에서 최적의 설계 환경을 구현하는 방법과 그 효율성을 보여주었다. 향후 전장생산설계분야 뿐 만 아니라 다른 생산설계 분야로 확장 적용할 경우 설계 작업 효율성은 보다 더 크게 작용할 것으로 기대된다.

References

- AVEVA, 2012. AVEVA Plant(12.1) Programmable Macro Language: Applied TM-1403. Training Guide, AVEVA Groupe plc.
- AVEVA, 2013. AVEVA Plant(12.1) Programmable Macro Language: Macros and Functions TM-1401. Training Guide, AVEVA Groupe plc.
- Kim, H.C., 2013. On the Volumetric Balanced Variation of Ship Forms. *Journal of Ocean Engineering and Technology*, 27(2), 1-7. <https://doi.org/10.5574/KSOE.2013.27.2.001>
- Daewoo Shipbuilding & Marine Engineering(DSME), 2013. System and Method for Displaying for Cable Occupancy in Tray. Patent Application Number 10-2013-0145756, Korean Intellectual Property Office.
- Hyundai Heavy Industries(HHI), 2010. Data Processing Method for Electric Modeling Convenience and CAD Automation of Vessel. Patent Application Number 10-2010-0125776, Korean Intellectual Property Office.
- Hyundai Heavy Industries(HHI), 2012. System and Method for Electric Installation Design. Patent Application Number 10-2012-0128668, Korean Intellectual Property Office.
- Sul, B.H., Seo, B.D., 2015. Shipbuilding and Ocean Engineering - Electrical Outfit Production Design. SSOV.

Model Test on Motion Responses and Anchor Reaction Forces of an Articulated Tower-Type Buoy Structure in Waves

Yong-Ju Kwon¹⁾, Bo Woo Nam¹⁾, Nam Woo Kim¹⁾, Young-Uk Won¹⁾, In-Bo Park¹⁾ and Sea-Moon Kim¹⁾

¹⁾Korea Research Institute of Ships and Ocean Engineering, KRISO, Daejeon, Korea

아티큘레이티드 타워 형태의 부이 구조물에 관한 파랑 중 운동응답 및 앵커 지지력에 관한 모형시험 연구

권용주¹⁾ · 남보우¹⁾ · 김남우¹⁾ · 원영욱¹⁾ · 박인보¹⁾ · 김시문¹⁾

¹⁾한국해양과학기술원 부설 선박해양플랜트연구소

KEY WORDS: Buoy structure 부이 구조물, Anchor force 앵커 지지력, Motion response 운동응답, Environmental loads 환경하중, Model test 모형시험

ABSTRACT: A series of model tests was performed to evaluate the survivability of an articulated tower-type buoy structure under harsh environmental conditions. The buoy structure consisted of three long pipes, a buoyancy module, and top equipment. The scale model was made of acrylic pipe and plastic with a scale ratio of 1/22. The experiments were carried out at the ocean engineering basin of KRISO. The performance of the buoy structure was investigated under waves only and under combined environmental conditions from sea state (SS) 5 to 7. A nonlinear time-domain numerical simulation was conducted using the mooring analysis program OrcaFlex. The survivability of the buoy was analyzed based on three factors: the pitch motion, submergence of the top structure, and anchor reaction force. The model test results were directly compared to the results of numerical simulations. The effects of the sea state and combined environment on the performance of the buoy structure were investigated.

1. 서 론

우리나라 연안 및 근해에는 다양한 목적으로 다수의 부이들이 설치 운용되고 있다. 그 중 많은 수의 부이는 해양 관측용 부이로서 해양환경 및 기타 데이터를 모니터링, 저장, 송신하기 위한 목적으로 사용된다. 이러한 해양 관측용 부이는 특정 위치에서 지속적인 데이터를 수집해야 하기 때문에, 다양한 계류방식을 이용하여 위치를 유지하는 기능을 갖는다. 계류 부이는 크게 한 점으로 계류된 일점계류부이(Single point moored buoy)와 다점으로 계류된 다점계류부이(Multileg buoy)로 나누어 질 수 있으며(Berteaux, 1976), 일점계류부이는 긴장계류(Taut mooring), 이완계류(Catenary mooring), S자형 계류(Lazy wave mooring) 등으로 나눌 수 있다. 긴장계류는 계류위치 정밀도가 우수하나, 부이본체의 침강이 일어날 수 있는 단점이 있다(Park and Shin, 2003). 기존의 부이에 대한 많은 연구들은 일점계류부이에 대한 파

랑 및 조류 중의 응답에 주로 집중되었다. Carpenter et al.(1995)은 스파와 구 형상의 부이에 대한 불규칙파 중 시험연구를 수행하였으며, 계류 케이블을 이용하여 긴장계류의 형태를 취하였다. 그들은 스파 부이와 구형상의 부이의 6자유도 공진주파수를 검토하였으며, 각 부이별 공진특성을 분석하였다. Ma et al.(2015)은 인장 계류 부이의 플로터의 운동에 대해 시간에 따른 계류선장력의 변화와 더불어 Sub-harmonic 운동에 대해 검토하였다. 인장식 계류 부이의 비선형 운동을 분석하고자 부이의 운동과 계류선 거동사이의 강한 연성효과를 포함한 수치모델을 구축하고, 시험과 수치해석 간의 결과를 비교하였다. 선형운동뿐만 아니라 Sub-harmonic 운동 요소를 자세히 검토하였으며, Sub-harmonic 운동은 시간별로 변화하는 계류선의 장력에 의해 발생하는 비선형 연성 효과로 인해 지배됨을 확인하였다. Lee et al.(2014)은 5개의 부이 형상에 따른 계류선의 장력 변화를 검토하였으며, 파랑 및 조류 조건에서 시험을 수행하였다. 계류선

Received 8 August 2018, revised 12 April 2019, accepted 13 June 2019

Corresponding author Bo Woo Nam: +82-42-866-3934, bwnam@kriso.re.kr ORCID: https://orcid.org/0000-0003-1125-7453

It is noted that this paper is revised edition based on proceedings of KSOE 2017 in Geoje

© 2019, The Korean Society of Ocean Engineers

This is an open access article distributed under the terms of the creative commons attribution non-commercial license (<http://creativecommons.org/licenses/by-nc/3.0>) which permits unrestricted non-commercial use, distribution, and reproduction in any medium, provided the original work is properly cited.

의 장력 변화는 구조물의 단면적과 항력계수의 차이와 관계됨을 확인하였다(Lee et al., 2014).

본 연구에서는 아티클레이티드 타워(Articulated tower) 형태의 긴 파이프와 부력재로 구성된 세장형 부이 구조물의 황천 조건에서의 생존성을 모형시험 연구를 통하여 평가하였다. 아티클레이티드 타워 형태의 부이 구조물은 통상적인 체인계류 방식을 이용한 일점 계류부이와 달리 수면 하에 위치한 부력재를 이용하여 위치를 유지하는 방식이다. 부이 구조물의 성능 평가를 위해 50년 재현주기 조건을 포함한 3가지 해상상태에서 모형시험을 수행하였고, 중동요, 침수여부, 앵커 지지력에 대하여 분석하였다. 모형시험은 파도 단독 해상상태 및 복합 환경 해상상태에서 수행되었으며, 모형시험 결과를 수치 시뮬레이션 결과와 비교 분석하였다.

2. 모형시험

2.1 시험 모형

긴 파이프와 부력재로 구성된 세장형 아티클레이티드 타워 형태의 부이 구조물의 황천 시 생존성(Survivability)을 모형시험을 통하여 평가하였다. 대상 부이구조물은 Fig. 1과 같이 상부구조물(Equipment) 아래로 파이프-부력재-파이프로 구성되며, 부이 끝단은 중력식 앵커로 지지된다. 부이 구조물 중앙에 위치한 주 판알 모양의 부력재는 추가 부력을 제공하여 전체 부이 구조물

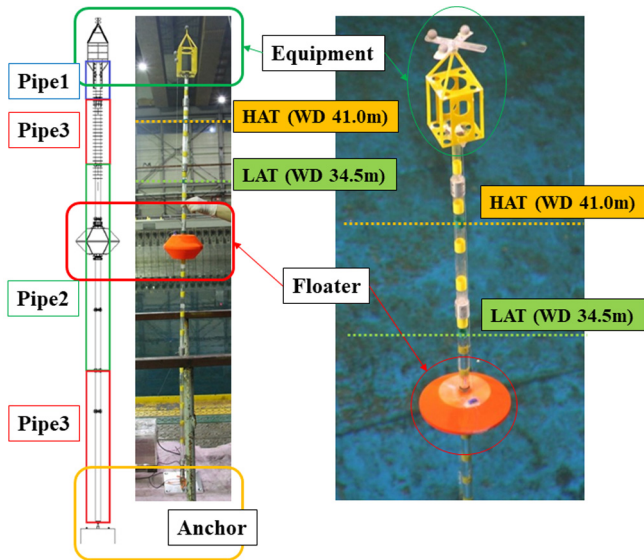


Fig. 1 Articulated tower-type buoy

Table 1 Main dimension of the upper structure and floater

Item	Unit	Proto	Model (1/22)
Upper structure height	[m]	2.60	0.118
Upper structure length	[m]	2.00	0.091
Floater diameter	[m]	4.30	0.195
Floater height	[m]	2.50	0.114
Floater mass	[kg]	2820.0	0.265

이 양성 부력을 유지하도록 하는 역할을 한다. 부이 전체의 지지대 역할을 하는 파이프는 상부파이프(파란색 표시, Pipe 1), 부력재부 파이프(초록색 표시, Pipe 2), 상하부파이프(빨간색 표시, Pipe 3)로 구분된다. 모형시험은 선박해양플랜트연구소(Korea Research Institute of Ships and Ocean Engineering, KRISO)의 해양공학수조에서 수행되었다. 모형의 축척비는 1/22이며, 아크릴 파이프와 플라스틱을 조합하여 제작하였다. 상부구조물과 부력재의 주요제원을 Table 1에 나타내었고, 파이프의 주요제원을 Table 2에 요약 제시하였다. 파이프의 내부를 방수하였다.

2.2 환경조건

Table 3은 모형시험에서 고려한 총 6가지의 환경조건을 보여준다. IRW01~03은 해상상태 5에서 7까지의 파도 단독 조건이며, IRW04~06은 같은 해상상태에서 파도, 바람, 조류가 모두 포함된 복합 환경 조건이다. 이 때 해상상태 7은 설치대상해역인 서해에서 50년 재현주기(Return period)에 해당하는 불규칙파 해상상태에 대응된다. 본 연구에서 고려한 바람과 조류의 속도는 각각 50m/s와 2m/s이며, 이는 태풍 시의 바람 속도와 서해의 강한 조류 속도를 고려하여 설정된 값이다. 본 부이 구조물은 방향성이 없으므로 선수와 조건만을 고려하였으며, 모든 경우 파도와 같은 방향(Collinear)으로 조류와 바람이 작용하는 조건으로 가정하여 시험을 수행하였다. 본 연구에서는 JONSWAP(Joint North Sea wave project) 스펙트럼이 사용되었다. Fig. 2는 대상 파도 스펙트럼과 계측된 파도 스펙트럼을 비교하여 보여주고 있다. 빨간색 실선은 대상 파도 스펙트럼을 나타내며, 점점색 점선은 모형시험에서 생성된 파도 스펙트럼이다. 초과성능의 한계로 인하여 해상상태 7의 경우 정점주기와 파 에너지가 다소 차이 나는 것을 볼 수 있지만, 유의파고 기준으로 10% 이내로 교정된 파도 스펙트럼이 본 시험에 적용되었다. 해상상태에 따라 파도 스펙트럼을 비교하면, 해상상태가 커짐에 따라 파랑 에너지가 크게 증가하고 정점 주기는 점차 장주기(저주파수) 쪽으로 이동하는 것을 확인할 수 있다.

Table 2 Main dimension of the articulated tower-type buoy

Item	Unit	Proto			Model (1/22)		
		Pipe 1	Pipe 2	Pipe 3	Pipe 1	Pipe 2	Pipe 3
Outer diameter	[m]	0.4064	0.508	0.508	0.018	0.023	0.023
Inner diameter	[m]	0.378	0.458	0.4796	0.017	0.021	0.022
EA	[kN]	3.71E+06	8.04E+06	4.67E+06	348.348	755.275	438.588
EI	[kN.m ²]	7.14E+04	2.35E+05	1.42E+05	0.014	0.046	0.028
Length	[m]	2.94	20.372	7.0/13.95	0.134	0.926	0.318/0.634

Table 3 Environmental conditions

Wave ID	Dir. [deg]	Proto			Current vel. [m/s]	Wind. vel. [m/s]	Model (1/22)			Current vel. [m/s]	Wind. vel. [m/s]	Env. Remark
		T_p [s]	H_s [m]	γ [-]			T_p [s]	H_s [m]	γ [-]			
IRW01	180	9.70	3.25	3.3	-	-	2.07	0.15	3.3	-	-	Sea state 5
IRW02	180	12.40	5.0	3.3	-	-	2.64	0.23	3.3	-	-	Sea state 6
IRW03	180	15.4	8.0	3.3	-	-	3.28	0.36	3.3	-	-	Sea state 7
IRW04	180	9.70	3.25	3.3	2.0	50.0	2.07	0.15	3.3	0.43	10.33	Sea state 5
IRW05	180	12.40	5.0	3.3	2.0	50.0	2.64	0.23	3.3	0.43	10.33	Sea state 6
IRW06	180	15.4	8.0	3.3	2.0	50.0	3.28	0.36	3.3	0.43	10.33	Sea state 7

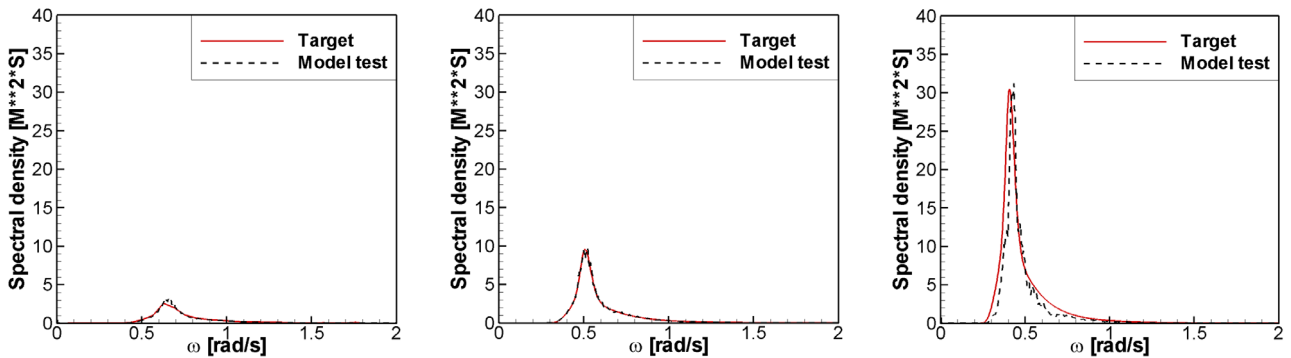


Fig. 2 Wave spectra (left: sea state 5, middle: sea state 6, right: sea state 7)

2.3 수조 배치 및 계측 항목

Fig. 3은 모형시험 시 수조 내의 배치와 계측 항목을 도시하여 보여준다. 축척비를 고려하였을 때 해양공학수조의 수심이 대상해역의 수심보다 깊기 때문에, 대상 부이 구조물의 하단에는 바닥 구조물을 설치하였다. 바람을 발생하기 위하여 구조물 전방 5m 지점에 바람 발생 장치 2기를 설치하여 운용하였다. 이 때 바람 발생 장치는 파도와 조류의 방향과 동일하게 바람이 생성될 수 있도록 설치하였다. 모형시험 시 계측항목으로는 부이 구조물 운동(종동요)과 앵커 지지력이 있으며, 거동 특성과 침수 여부를 확인하기 위하여 비디오 촬영을 진행하였다. 본 시험에서 부이 구조물 운동은 Fig. 1과 같이 상부 구조물 최상

단에 3개의 마커를 부착하고, 비접촉식 광학 운동 계측 카메라(Qualisys)를 이용하여 운동 계측을 수행하였다. 앵커 지지력은 바다 구조물과 부이 구조물 사이에 1축 방수 로드셀을 연결하여 계측하였으며, 수직방향의 하중을 계측하였다. 비디오 촬영을 위해 수상과 수중 카메라를 설치하여 부이 구조물의 운동과 침수여부를 확인하였다.

3. 수치 시뮬레이션

서해에 설치된 부이에 대한 거동 해석을 위해 상용 계류해석 프로그램인 OrcaFlex를 이용하였다. 상부구조물과 부력체의 모

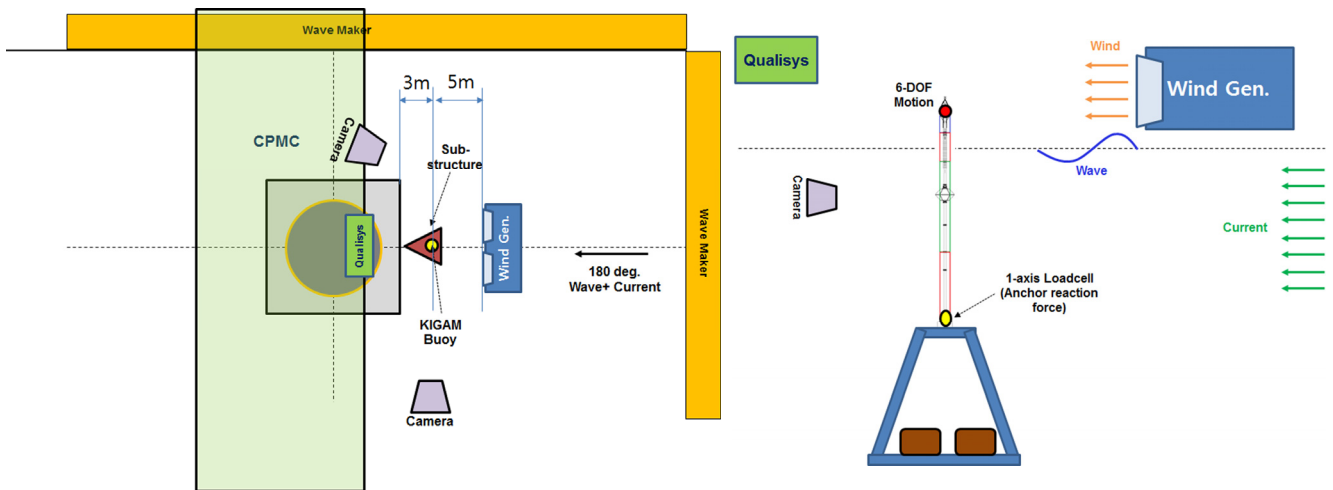


Fig. 3 Experimental set-up & measurement

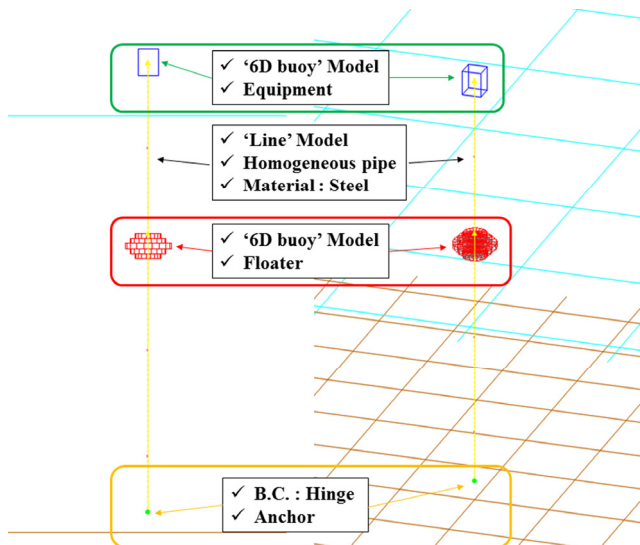


Fig. 4 Simulation model (left: side view, right: bird view)

텔링은 OrcaFlex 내의 ‘6D buoy’ 모델을 이용하여 관성력과 부력, 유체항력을 외력으로 고려하였다. 이 때, 유체력 계산은 모리슨(Morison) 방정식을 이용하고, 항력계수 및 부가질량 계수는 1.0을 적용하였다. 외/내경이 서로 다른 3종류의 파이프는 ‘Steel’ 재질의 ‘Homogeneous pipe’로 모델링하였다. 항력계수 및 부가질량계수는 각각 1.2와 1.0을 사용하였다. 또한 파이프의 하부 경계조건은 힌지로 고려하였다. 파랑, 조류, 바람 등의 해양 환경하중에 의해 구조물 응답이 발생하며, 응답특성을 반영하

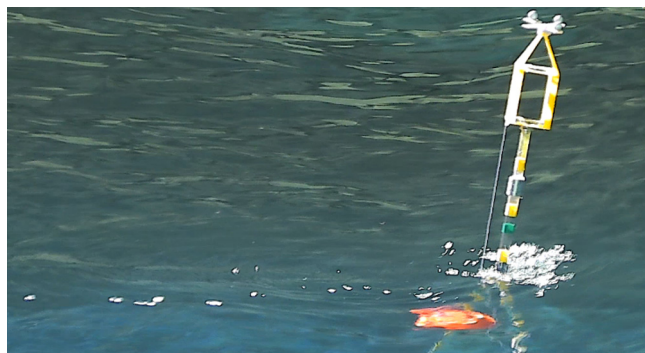
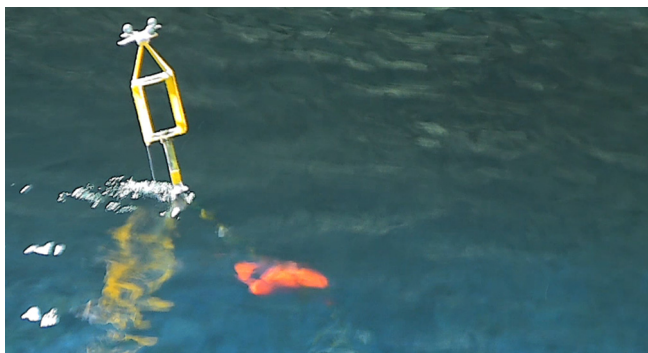
기 위해 굽힘 강성(Bending stiffness, EI) 등을 고려하였다. 파이프의 무게 보정을 위해 ‘Clump’ 모델을 이용하였다. Fig. 4는 OrcaFlex에서 사용한 수치 모델을 도식적으로 보여주며, 모든 수치 시뮬레이션은 실선 스케일로 계산을 수행하였다.

4. 결과 및 고찰

4.1 종동요 응답

본 부이 구조물은 앵커와 힌지 연결되어 있기 때문에, 환경의력에 의해 앵커 연결점을 중심으로 회전운동을 하게 된다. 선수와 조건에서는 부이 구조물의 종동요 응답이 발생하며, 응답은 상부구조물의 침수, 앵커 하중, 파이프의 구조 응력을 유발한다. Fig. 5는 모형시험 시 부이 구조물의 수상 및 수중 거동 모습을 보여준다. 구조물이 종동요 운동에 의해 파이프의 흘수가 크게 변하고, 상부구조물과 수면사이의 수직 거리도 시시각각 변화된다.

Fig. 6은 부이 구조물의 종동요 운동 시계열이며, 3가지 해상 상태에서의 파도 단독 조건(왼쪽)과 복합 환경 조건(오른쪽) 결과이다. 파도 단독 조건에서 종동요 운동은 0°를 기준으로 발생하지만, 복합 환경 조건에서는 조류 및 바람에 의한 정적하중으로 인하여 약 14°를 기준으로 동적 응답이 발생한다. 해상 상태가 높아짐에 따라 파도 에너지가 증가하며, 부이 구조물의 종동요는 해상상태가 높아짐에 따라 크게 증가하는 경향을 보인다. 부이의 종동요는 파도 단독 조건에서 복합환경 조건에 비해 더 크게 증가하는 경향을 보인다.



(a) Side view



(b) Underwater view

Fig. 5 Snapshots on pitch angle in HAT condition

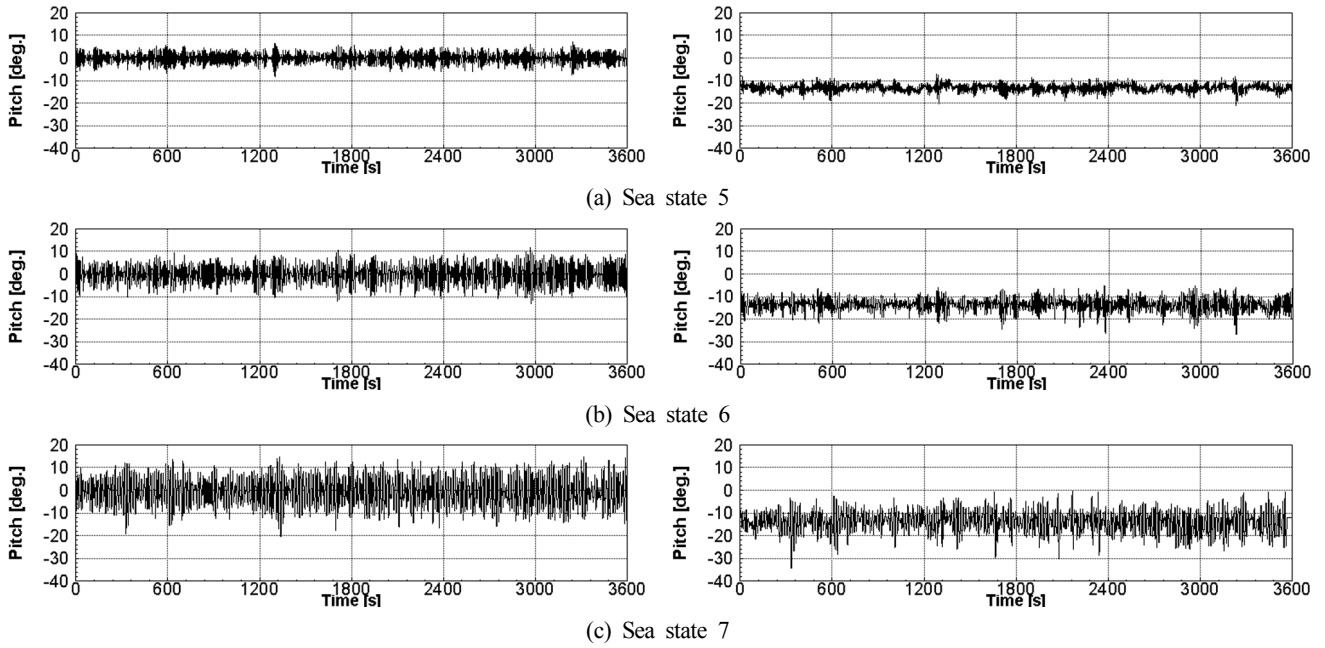


Fig. 6 Time series of pitch motion of the buoy (left: wave only, right: combined environment)

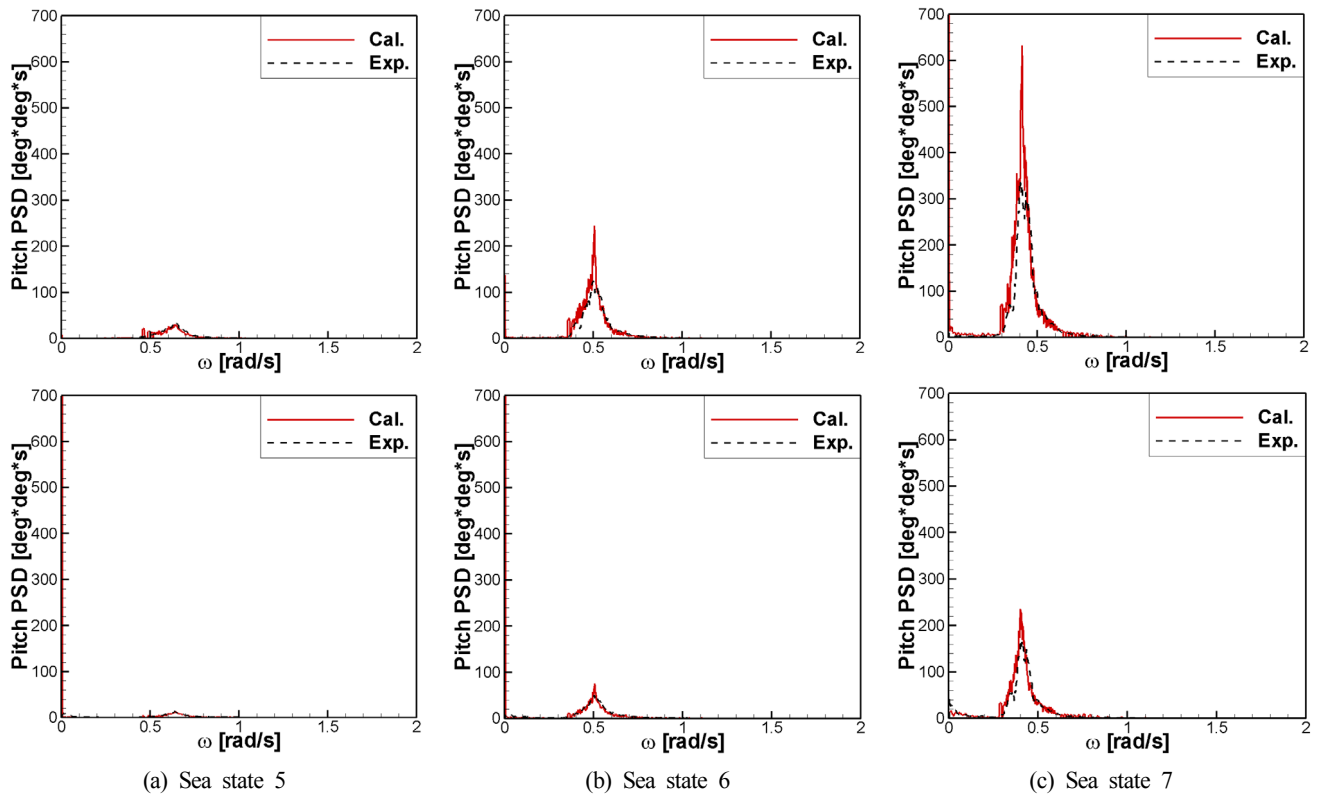


Fig. 7 Comparison of motion response spectra (upper : wave only, lower : combined environment)

중동요 운동의 주파수 응답 특성을 분석하기 위하여 운동 응답 스펙트럼(Motion response spectrum)을 검토하였다. Fig. 7은 시계열을 푸리에 변화(Fourier transformation)를 한 운동 응답 스펙트럼이다. 모형시험 결과 검토를 위해 수치 시뮬레이션 결과를 함께 도시하였다. 앞선 시계열에서의 관찰과 동일하게, 해상 상태가 증가할수록 부이 구조물의 중동요 응답 스펙트럼도 크

게 증가하는 경향을 보여주고 있다. 이 때 운동 응답 스펙트럼의 정점주기도 파도 스펙트럼과 유사하게 점차 장주기(저주파수)쪽으로 이동하였다. 복합 환경 조건에서는 중동요 응답 스펙트럼이 파도 단독 조건에 비하여 상당히 줄어든 것을 확인할 수 있다. 이는 조류 및 바람에 의한 추가적인 감쇠력으로 인하여 부이 구조물이 중동요가 상대적으로 저감했기 때문에 사

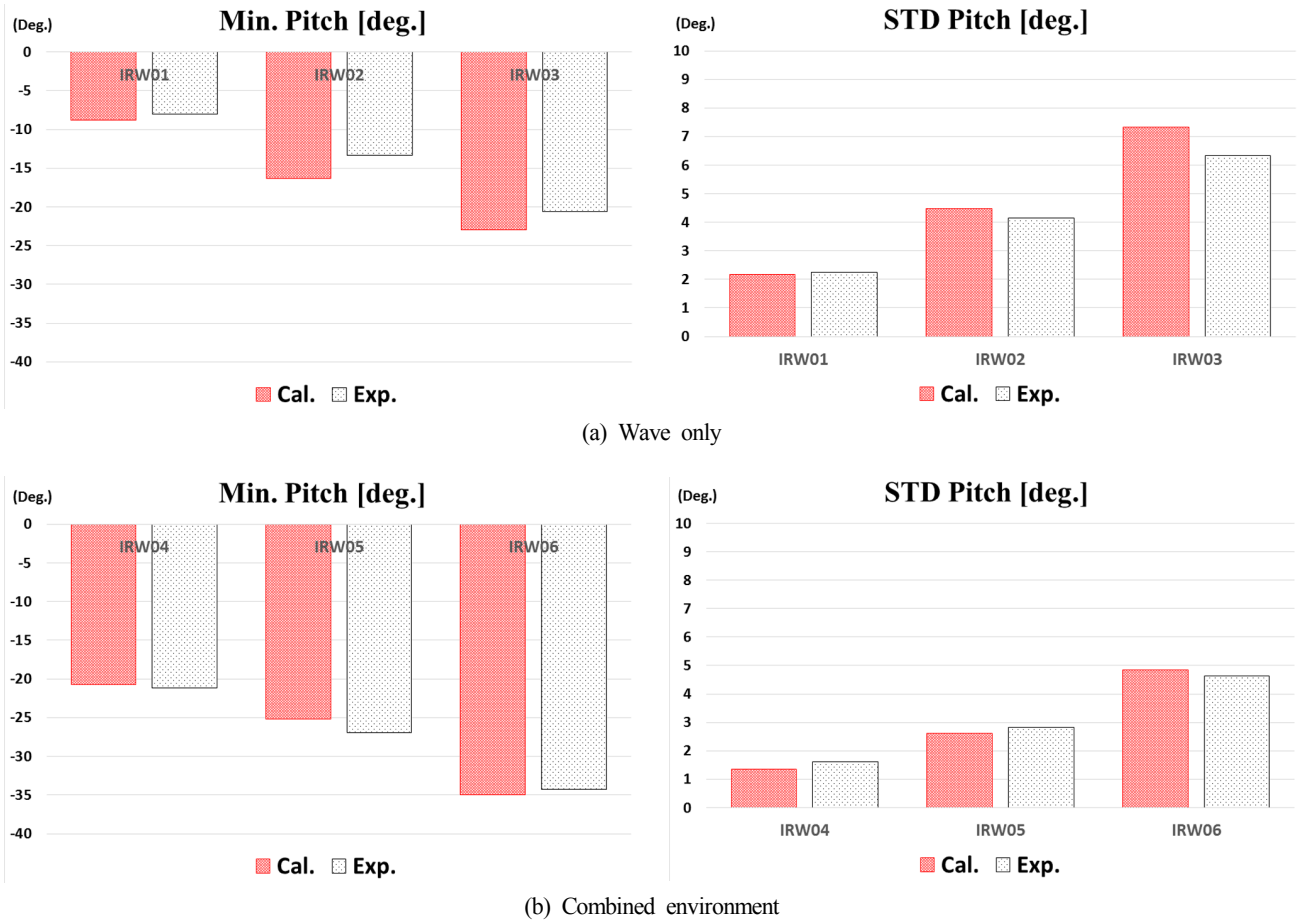


Fig. 8 Comparisons of motion statistics of pitch motion of the buoy

료된다. 모형시험과 수치 시뮬레이션 결과를 직접 비교하면, 정점주기 근방에서 수치시뮬레이션 결과가 다소 크게 평가 되었지만 전반적으로는 모형시험과 수치해석 결과는 서로 잘 일치하는 경향을 보인다. 두 결과사이의 차이는 입사파 에너지와 감쇠력 모델의 차이로부터 발생한 것으로 판단된다.

Fig. 8은 부이 구조물 중동요의 최소값과 표준편차를 비교하여 보여주고 있다. 해상상태가 높아질수록 중동요의 최소값과 표준편차 값이 모두 증가하는 경향을 보였다. 복합 환경조건에서는 조류와 바람에 의한 정적 경사 각도로 인하여 파도 단독인 조건에 비하여 부이 구조물의 최소 중동요가 더 크게 발생한 것을 확인할 수 있다. 해상상태 7 조건을 기준으로 보면 부이 구조물의 최소 중동요 값은 파도 단독 조건에서 -22° 이지만, 복합 환경 조건에서 -35° 까지 발생하였다. 반면 중동요의 표준

편차 값은 파도 단독 조건에 비하여 복합 환경 조건에서 약 18%~25%가량 줄어든 것을 확인할 수 있다. 수치 시뮬레이션 결과는 모형시험결과보다 부이 구조물을 중동요를 다소 과대평가하고 있지만, 전반적으로 경향은 잘 일치하는 것을 확인할 수 있다.

4.2 상부구조물 침수여부(침수)

본 부이 구조물은 파도에 의한 중동요 응답으로 인해 침수에 취약할 수 있다. 특히 고조위(HAT) 조건에서 조류 및 바람에 의해 정적 경사각이 크게 발생한 상황에서는 부이 구조물의 침수는 빈번하게 발생할 가능성이 높다. 부이 구조물 상부에는 여러 장비가 탑재되기 때문에, 이러한 침수 여부와 빈도수는 본 부이 구조물의 성능과 관련된 중요한 인자가 된다. Fig. 9는 해상 상



Fig. 9 Snapshots on submergence of a equipment

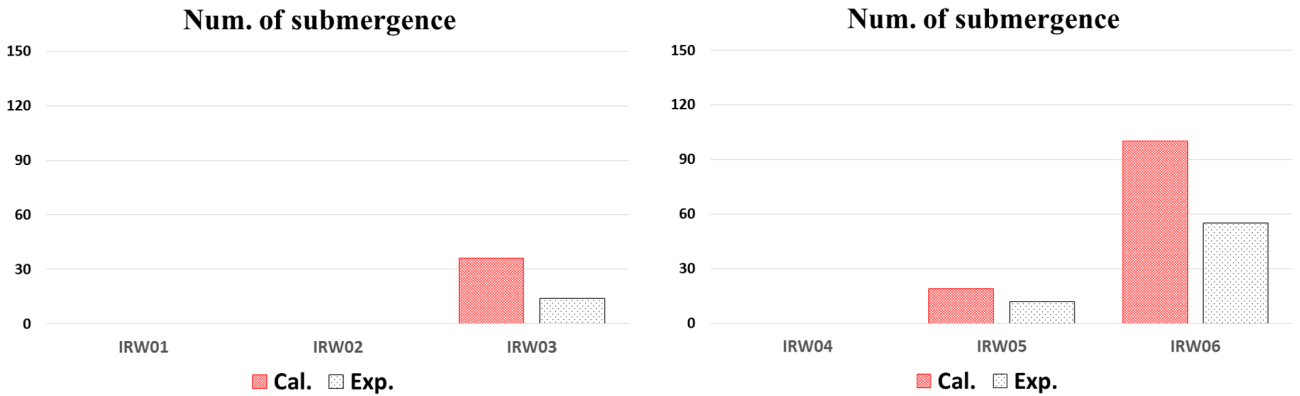


Fig. 10 Comparisons of number of submergence per hour (left : wave only, right : combined environment)

태 7의 복합 환경 조건에서 상부 구조물의 일련의 침수 모습을 보여준다. 조류, 바람과 더불어 높은 파랑 조건에서 구조물의 중동요로 인하여 상부 구조물이 완전 침수되는 모습을 확인할 수 있다.

Fig. 10은 해상 상태에 따른 상부 구조물의 시간당 침수 횟수를 비교하여 보여준다. 파도 단독 조건에서 유의파고 3.25m (IRW01)과 5.0m(IRW02)까지는 침수가 발생하지 않았지만, 유의파고 8m(IRW03)에서는 침수가 발생하였다. 이는 수치 시뮬레이션에서도 동일하게 확인되었다. 다만 앞 절에서 설명한 바와 같이 수치 시뮬레이션이 더 큰 중동요 응답 결과를 주고 있기 때문에, 침수 빈도수도 수치 시뮬레이션이 모형시험보다 훨씬 더 높게 평가된다. 복합 환경 조건에서는 조류 및 바람에 의한 초기 경사각으로 인하여 상대적으로 더 낮은 해상상태인 해상 상태 6 조건에서부터 침수가 발생하였다. 모형시험 평가 결과를 보면 해상상태 6조건에서의 침수 빈도수는 시간당 약 12회였으며, 해상 상태 7조건에서는 단위 시간당 약 55회의 침수가 발생하였다. 이 경우에도 수치 시뮬레이션은 1.5~2 배가량 침수 빈

도수가 큰 결과를 제시하고 있다. 이는 수치 감쇠 모델의 차이로 인하여 부이 구조물의 중동요가 다소 크게 시뮬레이션이 되었고, 그 결과 침도 빈도수가 증가한 것으로 사료된다. 모형시험과 수치 시뮬레이션 모두 본 부이 구조물은 해상 상태 6이상의 조건에서는 침수가 발생하는 것으로 평가하고 있기 때문에, 이러한 침수 여부를 고려하여 상부에 탑재되는 장비의 방수성능 또는 운용기간을 검토할 필요가 있다.

4.3 앵커 지지력

본 부이 구조물은 하부의 중력식 앵커에 의해 지지된다. 일반적으로 생존 조건에서의 앵커에 작용하는 최대 하중을 고려하여 앵커 용량을 산정하게 된다. 따라서 본 연구에서는 부이 구조물 하단 힌지 연결부에 1축 로드셀을 설치하여, 앵커 지지력 (Anchor reaction force)을 평가하였다. Fig. 11은 해상상태에 따라 파도 단독 조건(좌측)과 복합 환경 조건(우측)에서의 앵커 지지력 시계열을 보여준다. 이때 시계열은 앵커 지지력의 초기 하중을 제외한 동적 하중만을 나타내고 있다. 본 조건에서 앵커에

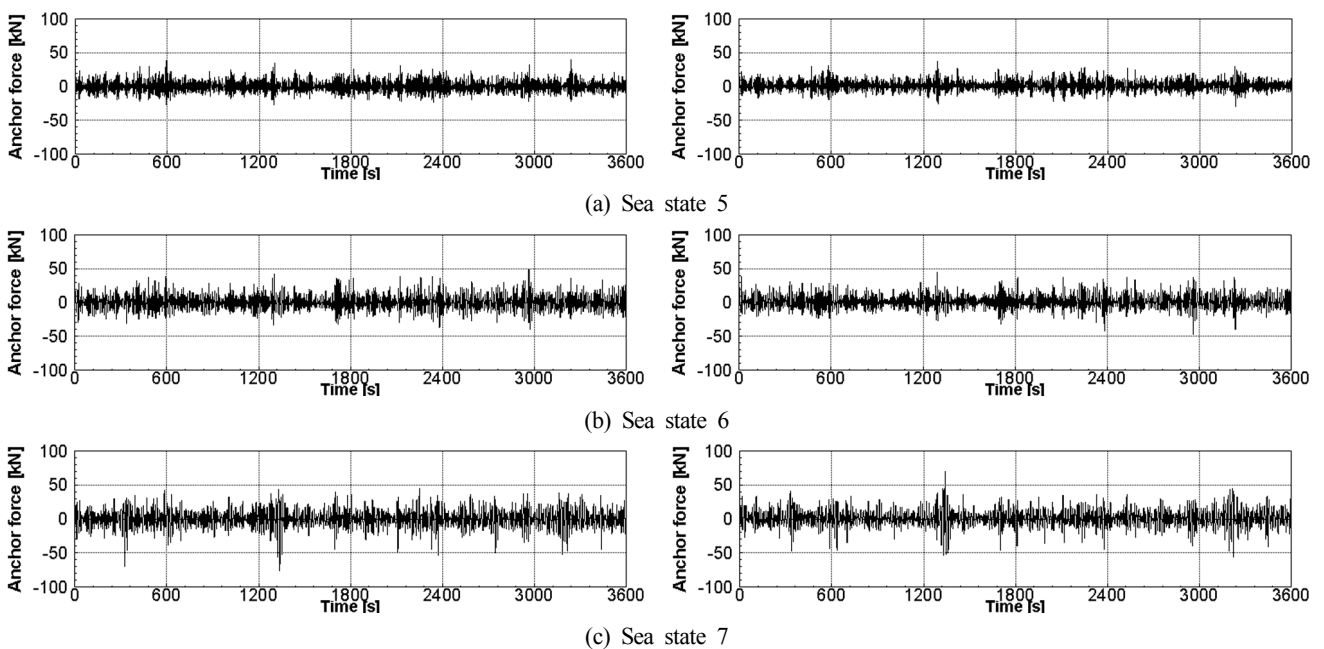


Fig. 11 Time series of anchor reaction force of the buoy (left: wave only, right: combined environment)



Fig. 12 Comparisons of maximum anchor force (left: wave only, right: combined environment)

작용하는 초기 정적 하중은 165.8kN이다. 전반적으로 해상상태가 높아짐에 따라 앵커 지지력이 증가하는 경향을 보인다. 이는 중동요 운동과 입사파의 파고 변화로부터 부이 구조물에 작용하는 동적 하중이 해상상태가 높아질수록 증가하기 때문이다.

Fig. 12는 계산과 실험에서 앵커 지지력의 최대값을 비교하여 보여준다. 앞서 살핀 바와 같이 앵커 지지력은 해상 상태가 높아짐에 따라 증가하는 경향을 보이며, 모형시험 결과가 수치해석 보다 5~20% 가량 큰 앵커 하중을 평가한다. 이는 축척효과 (Scale effect)에 의한 유체항력의 증가와 수심조건의 차이로 인한 앵커 하중 증가로 사료된다. 해상 상태 7에서의 최대 앵커 지지력은 약 25톤이었다. 이는 정적 앵커 하중을 기준으로 약 1.48배에 해당한다.

5. 결 론

본 연구에서는 긴 파이프와 부력재로 구성된 세장형 아티클레이티드 타워 형태의 부이 구조물에 대해 황천 조건에서의 생존성을 모형시험 연구를 통하여 평가하였다. 3가지 해상 상태에서의 부이 구조물의 성능을 평가하였으며, 비교를 위해 수치 시뮬레이션 결과를 같이 비교 분석하였다. 일련의 모형시험 평가를 통하여 다음과 같은 결론을 얻을 수 있었다.

(1) 본 부이 구조물은 앵커 연결점을 중심으로 힌지 운동을 하기 때문에 매우 큰 중동요 운동 특성을 보여주고 있으며, 특히 해상상태 7의 복합 환경 조건에서는 조류 및 바람의 정적 경사 각도로 인하여 최소 -35도까지 중동요가 발생할 수 있음을 확인하였다.

(2) 큰 중동요 운동으로 인하여 부이의 상부 구조물은 침수의 위험에 노출되며, 복합 환경 조건을 기준으로 해상상태 6부터는 침수가 발생하는 것으로 평가되었다. 특히 해상 상태 7 조건에서는 시간당 약 50회 이상의 잦은 침수에 노출되는 것으로 평가되었다. 이러한 침수 가능성을 고려하여 상부에 탑재되는 장비의 방수 성능 및 운용 기간을 검토할 필요가 있다.

(3) 앵커 용량과 관련하여 앵커 지지력을 계측하였으며, 해상 상태 7에서 최대 앵커 지지력이 정적 앵커 하중 대비 약 1.48배 가량 발생할 수 있음을 확인하였다. 이러한 앵커 지지력과 안전율을 고려하여 앵커의 최종 용량이 산정될 필요가 있다.

후 기

본 연구는 한국지질자원연구원의 지원을 받아 수행하는 ‘수중 고주파수 음파계측모듈 개발 및 수중음파 신호 해석’(PNS3390) 과제의 연구결과 중 일부임을 밝힙니다.

References

Berteaux, H.O., 1976. Buoy Engineering. Woods Hole Oceanographic Institution.

Carpenter, E.B., Leonard, J.W., Yim, S.C.S., 1995. Experimental and Numerical Investigations of Tethered Spar and Sphere Buoys in Irregular Waves. *Ocean Engineering*, 22(8), 765-784. [https://doi.org/10.1016/0029-8018\(95\)00016-E](https://doi.org/10.1016/0029-8018(95)00016-E)

Ma, C., Iijima, K., Fujikubo, M., 2015. Sub-harmonic Motion of a Buoy Tethered to Seabed. *Proceedings of the 25th International Offshore and Polar Engineering Conference*, Hawaii USA, 316-323.

Lee, G.H., Kim, I.O., Cha, B.J., Jung, S.J., 2014. Difference of Tension on Mooring Line by Buoy Type. *Journal of the Korean Society of Fisheries Technology*, 50(3), 233-243. <https://doi.org/10.3796/KSFT.2014.50.3.233>

Park, H.I., Shin, M.G., 2003. Characteristic Analysis of Ocean Observation Buoys for Application to Seas around Korea Peninsula. *Proceedings of the Korean Society for Marine Environment and Energy*, 267-273.

Extreme Value Analysis of Statistically Independent Stochastic Variables

Yongho Choi^{ID*}, Seong Mo Yeon^{ID*}, Hyunjo Kim^{ID*} and Dongyeon Lee^{ID*}

^{*}Ship & Offshore Research Center, Samsung Heavy Industries Co. Ltd., Daejeon, Korea

KEY WORDS: EVA (extreme value analysis), EVT (extreme value theory), IID (independent and identically distributed), Weibull, GPD (generalized Pareto distribution), Block maxima, GEV (generalized extreme value), POT (peaks-over-threshold), PACF (partial autocorrelation function)

ABSTRACT: An extreme value analysis (EVA) is essential to obtain a design value for highly nonlinear variables such as long-term environmental data for wind and waves, and slamming or sloshing impact pressures. According to the extreme value theory (EVT), the extreme value distribution is derived by multiplying the initial cumulative distribution functions for independent and identically distributed (IID) random variables. However, in the position mooring of DNVGL, the sampled global maxima of the mooring line tension are assumed to be IID stochastic variables without checking their independence. The ITTC Recommended Procedures and Guidelines for Sloshing Model Tests never deal with the independence of the sampling data. Hence, a design value estimated without the IID check would be under- or over-estimated because of considering observations far away from a Weibull or generalized Pareto distribution (GPD) as outliers. In this study, the IID sampling data are first checked in an EVA. With no IID random variables, an automatic resampling scheme is recommended using the block maxima approach for a generalized extreme value (GEV) distribution and peaks-over-threshold (POT) approach for a GPD. A partial autocorrelation function (PACF) is used to check the IID variables. In this study, only one 5 h sample of sloshing test results was used for a feasibility study of the resampling IID variables approach. Based on this study, the resampling IID variables may reduce the number of outliers, and the statistically more appropriate design value could be achieved with independent samples.

Abbreviations

ACF: autocorrelation function	PACF: partial ACF
EVA: extreme value analysis	EVT: extreme value theory
GPD: generalized Pareto distr.	MEF: mean excess function
GEV: generalized extreme value	IQR: interquartile range
CI: confidence interval	SE: standard error
POT: peaks-over-threshold	P-P: probability-probability
MPM: most probable maximum	Q-Q: quartile-quartile
MOM: method of moments	LS: least squares methods
MLE: maximum likelihood estimation method	
PPC: Pearson correlation coefficient = R	
IID: independent, identically distributed	

1. Introduction

The extreme value theory (EVT) based on the Fisher-Tippett theorem (Fisher and Tippett, 1928) describes the distribution of extremes and rare events, especially in highly nonlinear slamming or sloshing impact data and long-term environmental applications. An

inference about extremes is usually difficult to achieve because of the lack of data. In this case, the tail behavior of the distribution is of importance. There are mainly two popular extreme value models in the EVT: the block maximum model and peaks-over-threshold (POT) method. According to the 1st EVT theorem, which is referred to as the Fisher-Tippett-Gnedenko or Fisher-Tippett theorem, a distribution of the block maxima yields a generalized extreme value distribution. The 2nd EVT theorem, which is referred to as the Pickands-Balkema-de Haan theorem (Balkema and Haan, 1974; Pickands, 1975), is used in the tail-fitting for the POT. The POT data also consist of two distributions: a Poisson distribution for the number of events per given time period, and a generalized Pareto distribution (GPD) for the size of the exceedances.

This paper will focus only on the EVT for the design value for the sloshing impact pressures obtained from a sloshing model test. It can be understandably applied to obtain a design environmental condition. In order to be able to apply the EVT, the observations need to be independent and identically distributed (IID). Hence, IID is to be checked for measured sloshing impact pressures. But DNVGL (2015) even describes that sampled global maxima of mooring line

Received 4 December 2018, revised 9 April 2019, accepted 13 June 2019

Corresponding author Yongho Choi: +82-42-865-4735, yh01.choi@samsung.com ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-6653-5476>

It is noted that this paper is a revised edition based on the proceedings of the Fall Conference of KSOE 2018 in Incheon.

© 2019, The Korean Society of Ocean Engineers

This is an open access article distributed under the terms of the creative commons attribution non-commercial license (<http://creativecommons.org/licenses/by-nc/3.0>) which permits unrestricted non-commercial use, distribution, and reproduction in any medium, provided the original work is properly cited.

tension are assumed to be independent stochastic variables without checking IID. ITTC (2017) never covers the independence of sampling pressures in a sloshing model test. Consequently, the assumption that consecutive data are IID may not be theoretically well justified, and the common positive correlation of successive data may lead to conservative estimates by simply regarding observations far away from a Weibull or generalized Pareto distribution as outliers.

This study first checked the IID of the sampled data. If random variables do not pass the IID check, resampling schemes that use the block maxima approach for the GEV (Generalized extreme value) and POT approach for the GPD are used. A partial autocorrelation function (PACF) is used to check automatically the IID variables. Finally, the resampled IID data are used to estimate the extreme design values. For the feasibility study of the resampling IID variables approach, only one 5 h sample of sloshing test results was used in this study.

2. Theoretical Background

2.1 Extreme value theory

Fisher and Tippett (1928) developed and organized a GEV using three asymptotic limit distributions: Gumbel ($\xi=0$), Fréchet ($\xi>0$), and Weibull ($\xi<0$) distributions for IID variables (Ochi, 1990). Gnedenko (1943) and Gumbel (1954) gave the credit for the GEV or convergence to the type theorem (Choi 2016).

$$G_{GEV}(x; \mu, \sigma, \xi) = \begin{cases} \exp[-(1 + \xi(x - \mu)/\sigma)^{-1/\xi}] & \xi \neq 0 \\ \exp[-\exp(-(x - \mu)/\sigma)] & \xi = 0 \end{cases} \quad (1)$$

in which μ , σ , and ξ represent the location (“Shift” in figures), scale, and shape parameters, respectively. The r -return period value x_r is obtained by,

$$x_r = \begin{cases} \hat{\mu} + \hat{\sigma} \hat{\xi}^{-1} [-(\ln(1 - r^{-1}))^{-\hat{\xi}} - 1] & \xi \neq 0 \\ \hat{\mu} - \hat{\sigma} \ln(-\ln(1 - r^{-1})) & \xi = 0 \end{cases} \quad (2)$$

The symbol $\hat{\cdot}$ represents the estimation. For the sloshing test, the r -return period in model scale for the Hr -hour in real scale is obtained by $r = Hr \times 3600/dt / \sqrt{\lambda} = Hr/D \times N_p$ and $dt = D \times 3600/N_p / \sqrt{\lambda}$, where D , N_p , dt , and λ are the test duration in hours, number of peak pressures, average time interval of impacts in seconds, and real-to-model scale ratio, respectively.

The maximum likelihood estimation (MLE, see sec. 2.4) method is used to estimate the GEV parameters by maximizing the likelihood function (L) or by minimizing the negative log-likelihood function ($-l$).

$$L(\mu, \sigma, \xi; x) = \Pi_i^n g_{GEV}(x) = \Pi_i^n \frac{\partial G_{GEV}(x)}{\partial x} \\ = \frac{1}{\sigma^n} \Pi_i^n \left[1 + \xi \frac{x_i - \mu}{\sigma} \right]^{-\left(1 + \frac{1}{\xi}\right)} \Pi_i^n \exp \left[- \left(1 + \xi \frac{x_i - \mu}{\sigma} \right)^{-\frac{1}{\xi}} \right] \quad (3)$$

$$-l(\mu, \sigma, \xi; x) = -\ln L(\mu, \sigma, \xi; x) \\ = n \ln \sigma + \left(1 + \frac{1}{\xi} \right) \sum_i^n \ln \left[1 + \xi \frac{x_i - \mu}{\sigma} \right] + \sum_i^n \left(1 + \xi \frac{x_i - \mu}{\sigma} \right)^{-\frac{1}{\xi}} \quad (4)$$

A Hessian matrix H is defined to obtain the SE (standard error = $stdev$ of sample mean = $stdev/\sqrt{N}$) for the CI (confidence interval), in which $stdev$ is a standard deviation. It is a square matrix of 2nd order partial derivatives of a scalar-valued negative log-likelihood function. The estimation symbol $\hat{\cdot}$ is dropped hereafter. An inverse matrix of H yields the variance-covariance matrix V . The SEs of the distribution parameters are obtained by the square root of the diagonal terms of V .

$$V = H(-l)^{-1}, H(-l) = \begin{pmatrix} -\frac{\partial^2 l}{\partial \mu^2} & -\frac{\partial^2 l}{\partial \sigma \partial \mu} & -\frac{\partial^2 l}{\partial \xi \partial \mu} \\ -\frac{\partial^2 l}{\partial \sigma \partial \mu} & -\frac{\partial^2 l}{\partial \sigma^2} & -\frac{\partial^2 l}{\partial \xi \partial \sigma} \\ -\frac{\partial^2 l}{\partial \xi \partial \mu} & -\frac{\partial^2 l}{\partial \xi \partial \sigma} & -\frac{\partial^2 l}{\partial \xi^2} \end{pmatrix} \quad (5)$$

Because the SEs of the r -return period extreme values are more practical than the SEs of the distribution, the Delta (∇) method (Xu and Long, 2005) for the GEV is used. Hence, the SE is the square root of the variance of the r -return period extreme value \hat{x}_r .

$$SE_{\hat{x}_r} = \sqrt{Var(\hat{x}_r)} \approx \sqrt{\nabla x_r^T \cdot V \cdot \nabla x_r}, y_r = -\ln(1 - r^{-1}) \quad (6)$$

$$\nabla x_r = \begin{pmatrix} \frac{\partial x_r}{\partial \mu} \\ \frac{\partial x_r}{\partial \sigma} \\ \frac{\partial x_r}{\partial \xi} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 1 \\ -\xi^{-1}(1 - y_r^{-\xi}) \\ \sigma \xi^{-2}(1 - y_r^{-\xi}) - \sigma \xi^{-1} y_r^{-\xi} \ln y_r \end{pmatrix} \quad (7)$$

Next, Balkema and Haan (1974) and Pickands (1975) verified that the exceedances over a sufficiently large threshold value u approximately yield the GPD when the IID variables follow a GEV distribution. The GPD is derived using the conditional exceedance distribution function for IID random variables.

$$G_{GPD}(y) = \begin{cases} 1 - (1 + \xi y/\sigma_u)^{-1/\xi} & \xi \neq 0 \\ 1 - \exp(-y/\sigma_u) & \xi = 0 \end{cases}, \sigma_u = \sigma + \xi(u - \mu) \quad (8)$$

The r -return period value x_r for the GPD is shown in the equation below. In this equation, n_y is the number of measured points per unit time (1 h for the sloshing test, 1 year for the environment) and $\hat{\lambda}_u = \Pr(X > u) = 1 - F(u)$ is the ‘Rate’ (empirical threshold exceedance rate). In the case of sloshing tests, $r = r' n_y = Hr \times 3600/dt / \sqrt{\lambda}$. In the case of the environment, $r = r' n_y = r' \times 365.25 \times 24/\Delta$, where r' and Δ are the number of years and measuring interval in hours, respectively.

$$x_r = \begin{cases} u + \delta \hat{\xi}^{-1} [(r' n_y \hat{\lambda}_u)^{-\xi} - 1] & \xi \neq 0 \\ u - \delta \ln(r' n_y \hat{\lambda}_u) & \xi = 0 \end{cases} \quad (9)$$

The negative log-likelihood function ($-l$) for GPD is,

$$-l(\mu, \sigma, \xi; y) = n \ln \sigma + (1 + \xi^{-1}) \cdot \sum_i^n (-\xi y_i / \sigma) \quad (10)$$

The Delta method for the GPD of the SEs for the r -return period extreme values is shown in the equation below. Hereafter, $t \leftarrow r' n_y$, $\lambda \leftarrow \hat{\lambda}_u$.

$$\nabla x_r = \begin{pmatrix} \frac{\partial x_r}{\partial \mu} \\ \frac{\partial x_r}{\partial \sigma} \\ \frac{\partial x_r}{\partial \xi} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \sigma t (\lambda) \xi^{-1} \\ \xi^{-1} [(t \lambda)^\xi - 1] \\ -\sigma \xi^{-2} [(t \lambda)^\xi - 1] + \sigma \xi^{-1} (t \lambda)^\xi \ln(t \lambda) \end{pmatrix} \quad (11)$$

The determination of threshold u is essential for the GPD because the POT approach provides a model for IID exceedances over a high threshold. There are various capable methods for determining u , such as the MEF (mean excess function or MRL (mean residual life), most popular method (Kim and Song, 2012)) plot, parameter stability plot, dispersion index plot, rule of thumb, and multiple-threshold model method (Bommier, 2014). Because the MEF is a linear function of u , the starting point of linearity found in the MEF plot is to be a proper value as the threshold value.

$$MEF = e(u) = E[X - u | X > u] = (\sigma + \xi u) / (1 - \xi) \quad (12)$$

2.2 Other distributions

In the conventional analysis procedures of the sloshing test to date, a 3-parameter Weibull distribution, which is one of the GEV distributions when $\xi < 0$, or GPD is used to estimate the extreme design value. The 3-parameter Weibull for the highest 10% of the data as a popular industry practice was also studied. It is a hybrid approach with the POT and GEV instead of the GPD.

2.3 Autocorrelation and partial autocorrelation

The data for EVT should be IID stochastic variables. Because zero correlation shows that the variables are linearly independent, the independency is checked by the correlation. A coefficient of the autocorrelation function (ACF) $r_x(\tau)$ shows the correlation with lag τ between $x(t)$ and $x(t - \tau)$ in a given time series. The PACF $p_x(\tau, \tau)$ is defined by the autocorrelation between $x(t)$ and $x(t - \tau)$ in a given time series, with the linear dependence of $x(t)$ on $x(t - 1), x(t - 2), \dots, x(t - \tau - 1)$ removed.

$$r_x(\tau) = \frac{\sum_{t=1}^{n-\tau} (x_t - \bar{x})(x_{t+\tau} - \bar{x})}{\sum_{t=1}^n (x_t - \bar{x})^2} \quad (13)$$

$$p_x(\tau, \tau) = \frac{\text{cov}(x_i - x_{i-1}, x_{i-1}, \dots, x_{i-\tau+1})}{\sqrt{\text{var}(x_i | x_{i-1}, \dots, x_{i-\tau+1}) \cdot \text{var}(x_{i-\tau} | x_{i-1}, \dots, x_{i-\tau+1})}} \quad (14)$$

Where

$$\begin{cases} p_x(1, 1) = r_x(1) & \text{for } \tau = 1 \\ p_x(\tau, \tau) = \frac{r_x(\tau) - \sum_{j=1}^{\tau-1} p_x(\tau-1, j) r_x(\tau-j)}{1 - \sum_{j=1}^{\tau-1} p_x(\tau-1, j) r_x(j)} & \text{for } \tau = 2, 3, \dots, n \quad (15) \\ p_x(\tau, j) = p_x(\tau-1, j) - p_x(\tau, \tau) \cdot p_x(\tau-1, \tau-j) \end{cases}$$

A program for all the statistical analyses except for CT for sloshing impact pressures was realized in the Python programming language in this study, rather than the 'R' programming language and in-house code used in Choi (2016) for the extreme environmental condition.

2.4 Parameter estimation methods of distribution

When fitting probability distributions to data, DNVGL (2017) recommends several fitting techniques such as the method of moments (MOM), least squares methods (LS), and maximum likelihood estimation (MLE). MLE is used to fit the data on GEV and GPD. Because MLE for a Weibull is applicable only when the shape parameter is greater than one (Smith, 1985), and the shape parameter for the sloshing peak pressures is usually smaller than one, the MOM was applied for a Weibull in this study. Because the purpose of this study was to check the IID for statistical distribution models, a comparison of the fitting techniques was not carried out in this study.

3. Sloshing Impact Pressures and Conventional Fitting

Special care is needed to extract the sloshing impact pressures directly from the sloshing model test because of various causes of interference such as electronic noise and meaningless small pressures in the measured pressure time record. An initial POT method with an initial time window that is usually used in GTT is applied to cope with it (Fillon et al., 2011; Kim, 2017). Because the sloshing pressures sampled with this screening approach does not include the checking IID, an additional POT for GPD and block maxima for GEV for IID random variables were introduced in this study.

A sloshing model test with a model scale ratio $\lambda = 50$ for the No. 2 tank of a 160 k (160,000 m³) conventional LNG carrier was conducted by filling it to 30% with water and air under 1 year North Atlantic beam sea condition. This study dealt with the sample pressure record from a single Kistler piezo-type pressure sensor at only one location. Fig. 1 shows the extracted 764 N_p sloshing peak pressures with an initial threshold of 2.5 kPa and time window of 0.2 s, which is hereafter defined as one block for the block maxima approach in the model scale. The measured maximum pressure was 244.7 kPa in model scale. The total test duration was 2545.6 s in model scale ($D = 5h$ in real scale); dt was 3.33 s. Fig. 2 shows the results of the conventional procedure for the 3-parameter Weibull fitting with all 764 data points. The estimated 3 h MPM ($Q = 1/r = 0.002$) as a return level for the 3 h return period is 143.6 kPa, and it may be underestimated

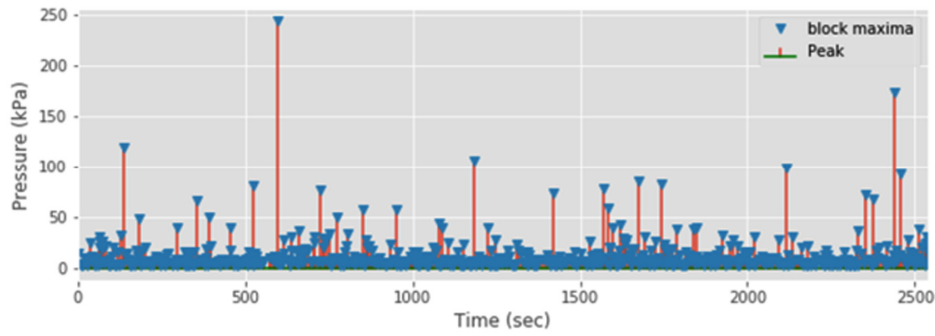


Fig. 1 764 sloshing peak pressures (initial threshold of 2.5 kPa, time window of 0.2 s in model scale)

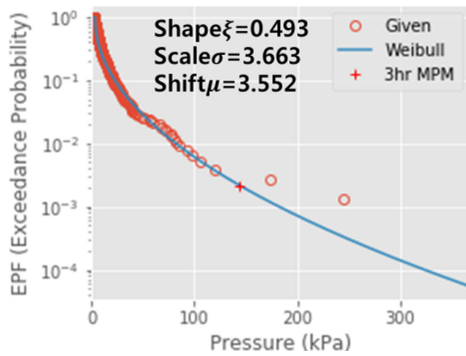


Fig. 2 3-parameter Weibull fitting with all 764 data points ($IQR=4.769$, $\gamma=5$)

considering the last two large pressures, where $r = 3h/5h \times 764 = 458.4$. A value of 143.6 kPa (75.4 bar) for water yields 69.4 kPa (35.4 bar) for LNG in real scale. The maximum value of the abscissa is obtained by multiplying the maximum measured data by 1.5.

The Tukey (1977) method using quartiles is used to check the outliers. An outlier from the fitting curve is determined based on a distribution of residuals obtained by subtracting the theoretical values of a model's extreme distribution from samples with the assumption of normally distributed residuals. Then, the outsiders of $Q_1 - \gamma \times IQR$ to $Q_3 + \gamma \times IQR$ are defined as the outliers, where Q_1 , Q_3 , and IQR represent the first and third quartiles and an interquartile range $Q_3 - Q_1$ of residuals, respectively. γ is a constant value traditionally given as 1.5 by Tukey. However, in this paper, an appropriate value will be found, because smaller residuals yield a larger γ . In the case of Fig. 2, the last two large pressures are considered as outliers with $IQR=$

4.769 and $\gamma=5$.

Because the conventional procedure does not check the IID, no one makes sure whether or not the 3 h MPM of 143.6 kPa is correct. To avoid this, the linear independence is checked by PACF, as shown in Fig. 3. Two graphical diagnostic plots such as the P-P plot and Q-Q plot, as shown in Fig. 4, are also used for the goodness of fit. In the Q-Q plot, R is the Pearson correlation coefficient (PCC), with a range of -1.0 to 1.0.

Because one point at time lag $\tau = 18$ of PACF in Fig. 3 exceeds the 95% CI, and the plots in Fig. 4 look bad ($R = 0.982$ in the Q-Q

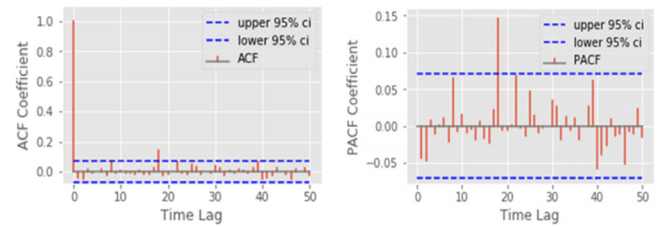


Fig. 3 ACF (left) and PACF (right) for all 764 data points

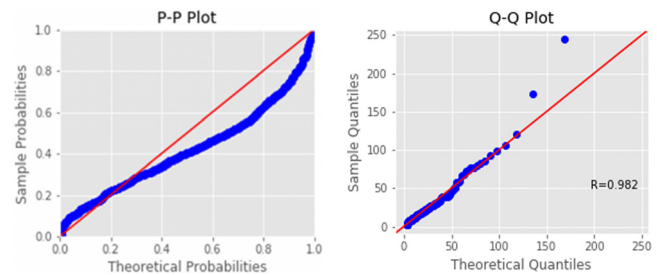


Fig. 4 P-P (left) and Q-Q (right) plots for all 764 data points

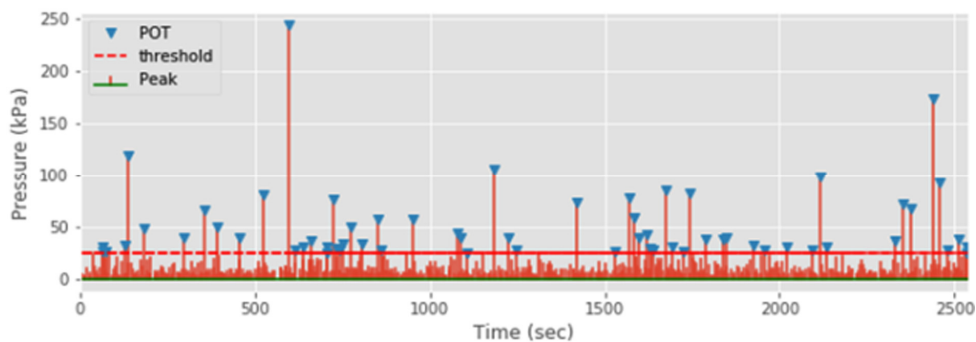


Fig. 5 62 largest 8% sloshing peak pressures ($u=24.5$ kPa)

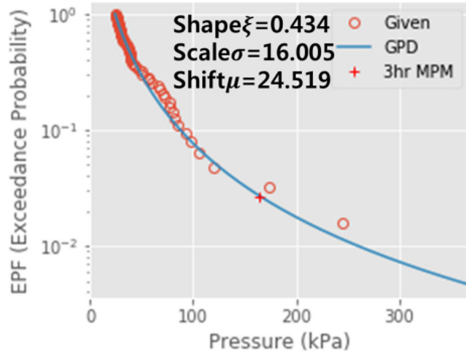


Fig. 6 GPD fitting with largest 8% sloshing peak pressures ($N_p=62$, $IQR=4.172$, $\gamma=7.57$)

plot), one can say that all 764 data points are not IID. Hence, the 3 h MPM of 143.6 kPa is unconvincing.

Next, the other conventional procedure is GPD fitting for the largest 8% of the data as a rule of thumb, as shown in Fig. 5 and Fig. 6, with a GPD threshold $u=24.3$ kPa and $N_p=62$. The estimated 3 h MPM is 164.7 kPa, which is larger than 143.6 kPa, as shown in Fig. 2. The fitting results look better than Fig. 2. In fact, considering $IQR=4.172$ and $\gamma=7.57$, Fig. 6 has no outlier. Furthermore, the data follows a Fréchet distribution rather than a Weibull distribution because positive shape parameter $\xi=0.434$. Because this high threshold reduces the bias and the number of data points but increases the variance, it is necessary to choose a lower threshold as far as possible to increase the amount of data and decrease the variance.

Fig. 7 and Fig. 8 are used to check the IID and goodness of fit, and show somewhat nice fitting with $R=0.993$ in Fig. 8.

The MEF plot shown in Fig. 9 indicates that selecting a threshold of 24.5 kPa is not bad, because the MEF shows a linear tendency above the threshold (see section 2.1) except for a high threshold due

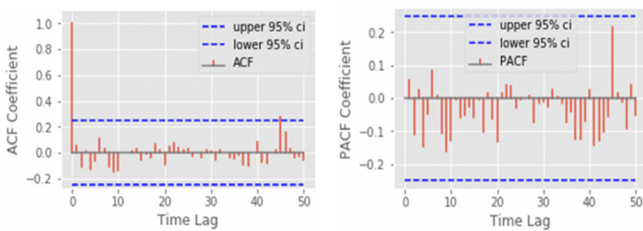


Fig. 7 ACF (left) and PACF (right) for largest 8% of data ($N_p=62$, $u=24.5$ kPa)

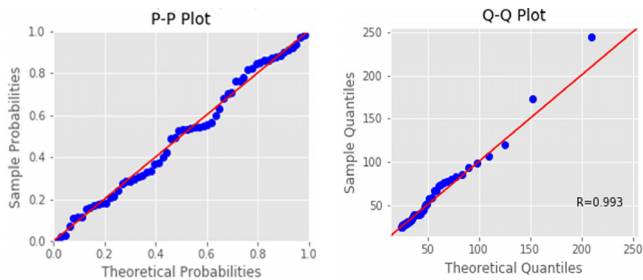


Fig. 8 P-P (left) and Q-Q (right) plots for largest 8% of data

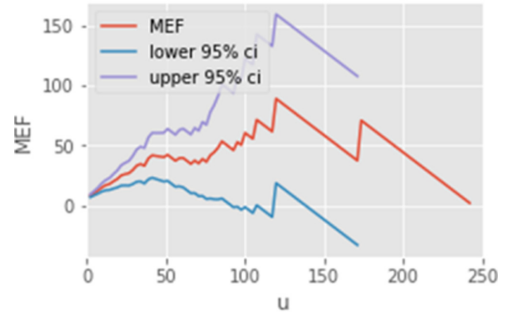


Fig. 9 MEF plot for all 764 data points

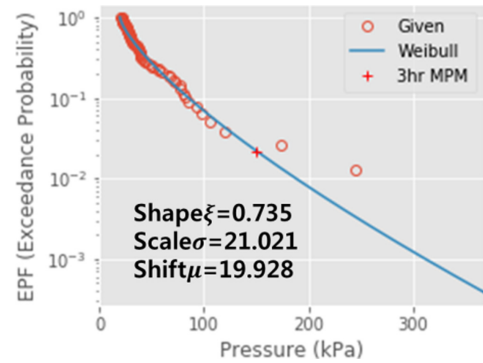


Fig. 10 3-parameter Weibull fitting with largest 10% of data ($N_p=77$, $IQR=14.738$, $\gamma=3.58$)

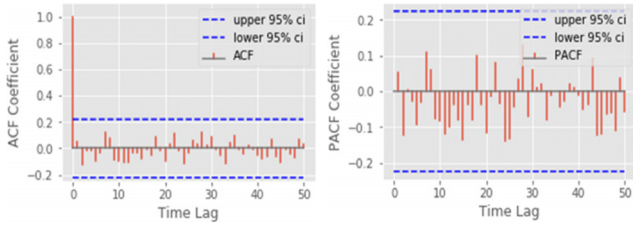
to the lack of data. Hence, it can be said that a proper threshold is around 24.5 kPa.

Finally, considering an industry practice of 3-parameter Weibull fitting for the largest 10% of the data, the 3 h MPM of 150.7 kPa is obtained with $u=21.0$ kPa and $N_p=77$, as shown in Fig. 10. This is slightly larger than 143.6 kPa for the 3-parameter Weibull fitting with all 764 data points in Fig. 2. The last two large pressures are considered the outliers, with $IQR=14.738$ and $\gamma=3.58$. Considering $\xi > 0$ in Fig. 6, the Weibull with MOM is not an appropriate distribution in this case.

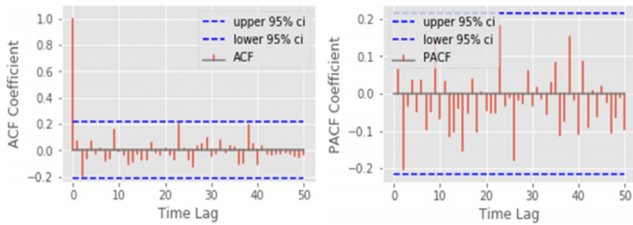
4. GEV and GPD for IID Variables

Because the data for GEV and GPD should be IID random variables, the block maxima for GEV and the exceedances over the threshold for GPD are used to check IID using the PACF and MEF in this study, respectively. For MEF in Fig. 9, it is, however, somewhat challenging to interpret for a linear region to choose the threshold and disadvantageous to eliminate the manual work for determining the threshold. Hence, PACF is also used in checking IID for GPD in this case.

At first, for GPD, Fig. 7 and Fig. 11 show ACF and PACF for the largest 8%, 10%, and 11% of the data, respectively. All of the PACFs satisfy the 95% CI. Hence, all of the cases pass the IID checks. The 11% case has the largest number of data points ($N_p=85$) among them, and data larger than 11% cannot pass the IID check.



(a) largest 10% of data ($N_p = 77$, $u = 21.2$ kPa)



(b) largest 11% of data ($N_p = 85$, $u = 19.8$ kPa)

Fig. 11 ACF (left) and PACF (right) for largest 10% and 11% of data

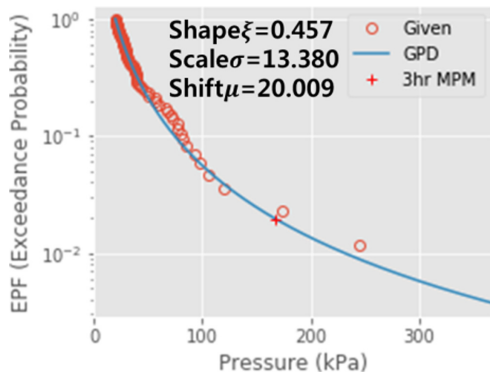


Fig. 12 GPD fitting with largest 11% ($N_p = 85$, $IQR = 4.504$, $\gamma = 5.85$)

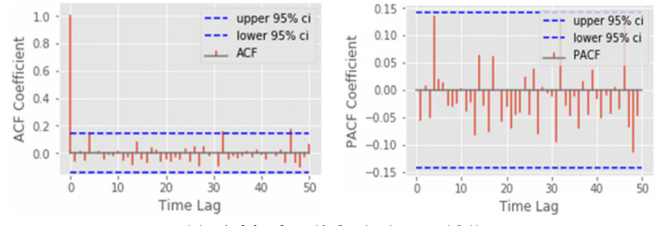
Therefore, $u = 19.8$ kPa for the 11% case is finally chosen for the GPD threshold.

Fig. 12 shows the GPD fitting with the largest 11% of the data ($N_p=85$). The estimated 3 h MPM for GPD is 167.14 kPa. This figure also has no outlier with $IQR=4.504$ and $\gamma=5.85$.

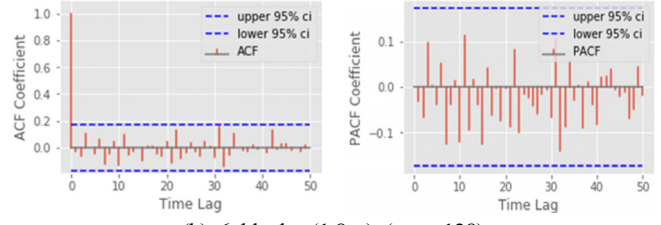
Next, for GEV, Fig. 13 and Fig. 14 show the PACFs and Q-Q plots for block sizes of 4, 6, and 10, respectively. From PACF, all of the cases pass the IID checks. However, the Q-Q plots show that the case of a block size of 10 is the most appropriate choice with the largest $R = 0.995$. Hence, the final block size of this study is 10, with a time window of 2.0 s.

Fig. 15 shows the GEV fitting with 77 tail data points for a block size of 10. The estimated 3 h MPM for GEV is 184.8 kPa. This figure also has no outlier with $IQR=0.087$ and $\gamma=200$.

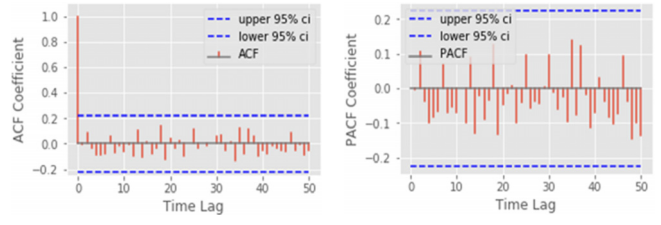
From the GPD and GEV fitting figures, it can be said that these fitting methods with IID checking may give statistically more appropriate design pressures. The positive GEV shape parameter ($\xi > 0.489$ in Fig. 15) yields the Fréchet distribution.



(a) 4 blocks (0.8 s) ($N_p = 191$)

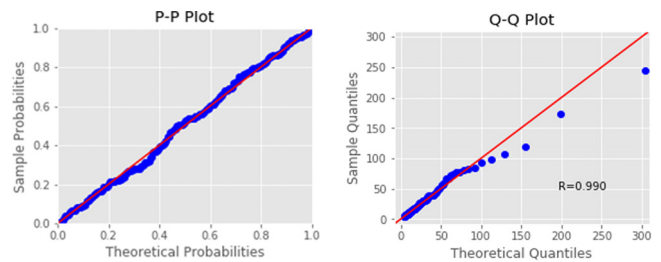


(b) 6 blocks (1.8 s) ($N_p = 128$)

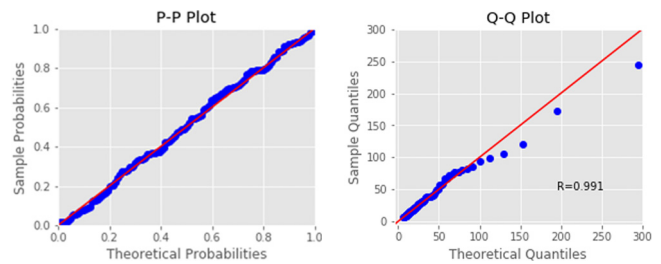


(c) 10 blocks (2.0 s) ($N_p = 77$)

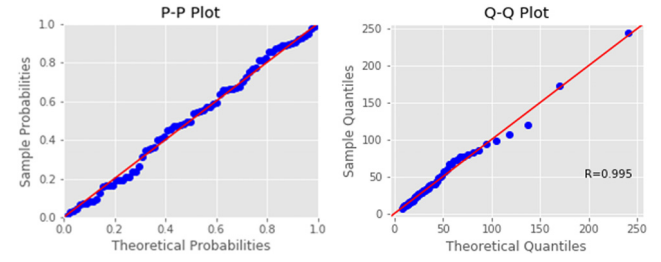
Fig. 13 ACF (left) and PACF (right) for various blocks



(a) 4 blocks (0.8 s) ($N_p = 191$)



(b) 6 blocks (1.8 s) ($N_p = 128$)



(c) 10 blocks (2.0 s) ($N_p = 77$)

Fig. 14 P-P (left) and Q-Q (right) plots for various block sizes

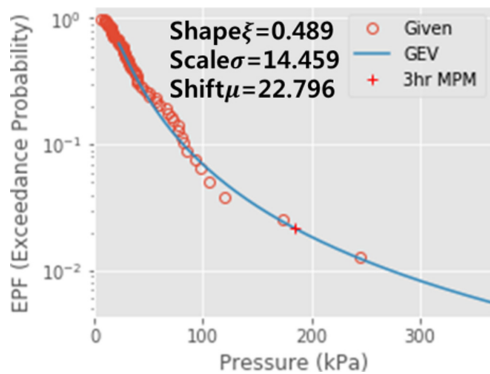


Fig. 15 GEV fittings for block size of 10 ($IQR=0.087$, $\gamma=200$)

5. Concluding Remarks

In this study, GEV and GPD were used to fit IID random variables from a sloshing model test, as well as the conventional analysis procedures. In order to apply GEV and GPD, the IID check was carried out in advance for highly nonlinear data by MEF and graphical diagnostic plots. For the feasibility study of the resampling IID variables approach, only one 5 h sample of sloshing test results was used in this study. Hence, further study with various samples with test durations of 5 h or longer (e.g., 30 h) and other filling cases (e.g., 15% to 70% of tank height) may be needed to verify this approach. The following concluding remarks can be made for this study.

(1) In the case of impact pressures obtained by the sloshing model test in this study, the 3-parameter Weibull with MOM may not be an appropriate distribution for all of the sampling data using the conventional procedure with an initial threshold and time window.

(2) The GPD fitting for the largest 8% of the data, as one of the conventional procedures, gives a relatively reasonable design pressure. Because this high threshold reduces the bias and the number of data points but increases the variance, it is necessary to choose a lower threshold as far as possible to increase the number of data points and decrease the variance. In addition, the obtained positive GPD and GEV shape parameters give evidence that the data to be analyzed follows a Fréchet distribution rather than a Weibull distribution.

(3) The 3-parameter Weibull fitting for the largest 10% of the data as an industry practice showed a bad performance because of the positive GPD shape parameter for the sample in this study.

(4) Resampling of the IID variables was carried out using ACF, PACF, MEF, and graphical diagnostic plots for GEV and GPD. From this study, resampling IID variables may reduce the number of outliers, and yield a statistically more appropriate design value because of the independent sample.

References

- Balkema, A., de Haan, L., 1974. Residual Life Time at Great Age. *The Annals of Probability*, 2(5), 792-804.
- Bommier, E., 2014. Peaks-over-threshold Modeling of Environmental Data. Project Report 2014:33, Department of Mathematics, Uppsala University. DiVA, id: diva2:760802.
- Choi, Y.H., 2016. Extreme Value Analysis of Environmental Data. *Proceedings of the Fall Conference of the Korean Society of Ocean Engineers*, 181-186.
- DNVGL, 2015. Position Mooring. DNVGL-OS-E301.
- DNVGL, 2017. Environmental Conditions and Environmental loads. DNVGL-RP-C205.
- Fillon, B., Diebold, L., Henry, J., Derbanne, Q., Baudin, E., Parmentier, G., 2011. Statistical Post-Processing of Long-Duration Sloshing Test. ISOPE-I-11-526.
- Fisher, R.A., Tippett, L.H.C., 1928. Limiting Forms of the Frequency Distribution of the Largest and Smallest Member of a Sample. *Mathematical Proceedings of the Cambridge Philosophical Society*. 24(2), 180-190.
- Gnedenko, B.V., 1943. Sur La Distribution Limite Du Terme Maximum D'Une Série Aléatoire. *Annals of Mathematics*, 44(3), 423-453.
- Gumbel, E.J., 1954. *Statistics of Extremes*. Dover, Mineola, New York, ISBN 0-486-43604-7.
- Smith, R.L., 1985. Maximum Likelihood Estimation in a Class of Nonregular Cases. *Biometrika*, 72(1), 67-90.
- Kim, S.Y., Song, J., 2012. Estimation of Car Insurance Loss Ratio Using the Peaks over Threshold Method. *Korean Journal of Applied Statistics*, 25(1), 101-114. <https://doi.org/10.5351/KJAS.2012.25.1.101>
- Kim, S., 2017. Development of Long-term Prediction Procedure and Outlier Analysis for Sloshing Impact Loads on LNG Cargo Tank. Doctoral Thesis. Seoul National University.
- ITTC, 2017. ITTC Quality System Manual - Recommended Procedures and Guidelines - Procedure - Sloshing Model Tests. 7.5-02-07-02.7.
- Ochi, M.K., 1990. *Applied Probability and Stochastic Processes - In Engineering and Physical Sciences*. John Wiley & Sons, ISBN-10: 0471857424, ISBN-13: 9780471857426.
- Pickands, J., 1975. Statistical Inference Using Extreme Order Statistics. *The Annals of Statistics*, 3(1), 119-131.
- Tukey, J.W., 1977. *Exploratory Data Analysis*. Addison-Wesley Publishing Company, 1st Edition, ISBN-10: 0201076160, ISBN-13: 978-0201076165.
- Xu, J., Long J.S., 2005. Using the Delta Method to Construct Confidence Intervals for Predicted Probabilities, Rates, and Discrete Changes. *Lecture Notes*, Indiana University.

Powering Analysis of Oscillating Foil Moving in Propagating Wave Flow Field

Yoon-Rak Choi^{ID*}

^{*}School of Naval Architecture and Ocean Engineering, University of Ulsan, Ulsan, Korea

전파하는 파동유장 중 전진하며 동요하는 2차원 날개의 동력해석

최윤락^{ID*}

^{*}울산대학교 조선해양공학부

KEY WORDS: Time-mean power 시간평균 동력, Wave flow field 파동 유동장, Oscillating foil 동요하는 날개, Perturbation theory 섭동법, Quadratic transfer function 2차 전달함수

ABSTRACT: In this study, a two-dimensional oscillating foil with forward speed in a propagating wave flow field was considered. The time-mean power to maintain the heaving and pitching motions of the foil was analyzed using the perturbation theory in an ideal fluid. The power, which was a non-linear quantity of the second-order, was expressed in terms of the quadratic transfer functions related to the mutual product of the heaving and pitching motions and incoming vertical flow. The effects of the pivot point and phase difference among the disturbances were studied. The negative power, which indicates energy extraction from the fluid, is shown as an example calculation.

1. 서 론

동요하는 날개에 의한 유체력을 활용하는 분야로는 선박의 편 또는 타를 이용한 횡동요 저감(Perez, 2005), 조류의 비행 및 어류의 유영(Lighthill, 1975; Azuma, 2006; Wu, 1971) 등이 있다. 또한 조류(Current) 중 동요하는 날개를 활용하여 에너지를 취득하는 시스템에도 사용되고 있다(Xiao and Zhu, 2014).

비정상 날개 이론은 Theodorsen(1935)이 조화 운동하는 날개에 작용하는 양력을 Theodorsen함수를 도입하여 해석함으로써 본격적으로 연구되기 시작하였다. Sears(1941)는 파동유장 중 동요하지 않는 날개에 작용하는 양력을 Sears함수를 사용하여 해석하였다. Garrick(1936)과 Greenberg(1947)는 각각 동요하는 날개와 파동유장 중 고정된 날개에서 발생하는 추력을 해석하였다. Choi(2012)는 전파하는 파동유장 중 동요하는 날개에 대한 추력을 2차 전달함수를 사용하여 표현하였다. 이를 토대로 Choi(2013)는 파랑 중 동요하는 날개가 부착된 선박의 추력발생을 해석하여 실험결과와 비교하였다.

본 연구에서는 Choi(2012)의 2차원 비정상 날개 해석법을 사

용하여 파동유장 중 동요하는 날개에 소요되는 동력(Power)을 2차 전달함수로 도출하였다. 날개의 상하동요, 종동요, 그리고 파동유의 상호 위상차와 회전점(Pivot point)위치에 따른 동력변화를 살펴보았다. 또한, 해석 예로서 주어진 동요크기 및 파동유장에 대하여 동력계수를 계산하여 유체로부터 에너지를 공급받아 날개가 동요할 수 있음을 확인하였다.

2. 문제의 정식화 및 선형 문제 해석

전파하는 수직 조화 파동유장과 2차원 날개운동을 Choi(2012)에 따라 정의한다. Fig. 1은 음의 X 방향으로 전파하는 수직 조화 파동유장으로 그림에서 λ , K , ν , V_p , 그리고 $v_y(X,t)$ 는 각각 파동유장의 파장, 파수, 진동수, 전파속도, 그리고 수직방향 유체속도이며, W 는 수직속도의 복소 진폭이다.

이러한 유장에 양의 X 방향으로 일정속도 U 로 진행하며 상하동요 및 종동요하는 2차원 날개를 Fig. 2에 도시하였다. 그림에서 l 은 날개의 길이(Chord length)이고, λ_w 는 파동유장 및 날개 동요에 의한 후류와도(Vortex wake)의 파장이다. 날개 평균위치

Received 8 February 2019, revised 9 May 2019, accepted 13 June 2019

Corresponding author Yoon-Rak Choi: +82-52-259-2158, yrchoi@ulsan.ac.kr ORCID: https://orcid.org/0000-0002-3865-6721

© 2019, The Korean Society of Ocean Engineers

This is an open access article distributed under the terms of the creative commons attribution non-commercial license (<http://creativecommons.org/licenses/by-nc/3.0>) which permits unrestricted non-commercial use, distribution, and reproduction in any medium, provided the original work is properly cited.

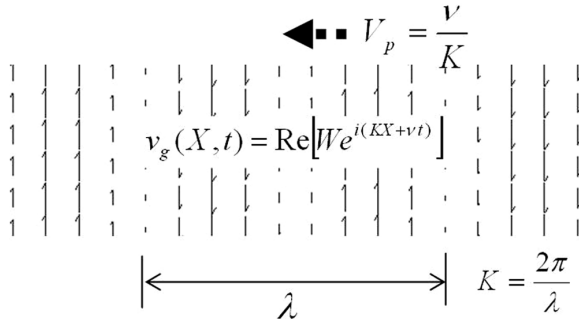


Fig. 1 Propagating oscillatory flow field

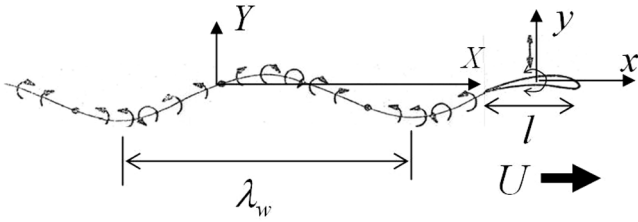


Fig. 2 Oscillating foil with forward speed

에 고정된 물체고정좌표계에 대해서는 Fig. 1의 수직 파동유장이 U 의 속도로 음의 x 방향으로 유입되는 것으로 간주되며 유입 파동 유장은 식 (1)로 표현된다.

$$v_g(x, t) = \text{Re} [W e^{i(Kx + \omega_e t)}] \quad (1)$$

여기서, ω_e 는 조우진동수(Frequency of encounter)이며 식 (2)와 같다.

$$\omega_e = KU + \nu \quad (2)$$

날개의 운동은 능동형(Active type) 또는 피동형(Passive type) 작동시스템에 의해 조화운동한다고 가정하고 운동 진동수는 조우진동수와 동일하다고 가정한다. 이에 따라 파동유장에 의한 유체력과 운동에 의한 유체력은 모두 조우진동수로 변동하며 각각에 의한 후류와도의 파장도 동일하다.

$$\lambda_w = \frac{2\pi U}{\omega_e} \quad (3)$$

유체는 이상유체라 가정한다. 그리고 날개의 두께와 수직운동의 크기가 날개 길이에 비해 매우 작다는 가정을 도입한다. 또한 수직 파동류의 속도크기가 전진속도 U 에 비해 매우 작다고 가정($W \ll U$)하면 섭동법(Perturbation method)에 따라 선형 양력문제(Linear lifting problem)를 구성할 수 있다. 동요하는 날개면 위에서의 수직방향 유속은 $y=0$ 에서 평균 캠버선 $\eta(x, t)$ 의 운동과 기울기에 의해 식 (4)로 표현된다(Newman, 1977).

$$v(x, 0, t) = \frac{\partial \eta}{\partial t} - U \frac{\partial \eta}{\partial x} = v_0(x, t) \quad \text{for} \quad -\frac{l}{2} < x < \frac{l}{2} \quad (4)$$

식 (4)의 물체경계조건은 선형 중첩의 원리에 의해 파동유장이 없는 상태에서 전진하며 수직 조화운동하는 날개에 대한 경계조건과 전진하며 동요하지 않는 평판에 수직 파동류가 입사될 때의 경계조건으로 분리될 수 있다.

$$v_0(x, t) = v_{0m}(x, t) + v_{0s}(x, t) + v_g(x, t) \quad (5)$$

$$v_{0m}(x, t) = \frac{\partial \eta}{\partial t} - U \frac{\partial \eta}{\partial x} = \text{Re} [v_m(x) e^{i\omega_e t}] \quad (6)$$

$$v_{0s}(x, t) = -v_g(x, t) = -\text{Re} [W e^{iKx} e^{i\omega_e t}] \quad (7)$$

식 (6)-(7)의 물체 경계조건과 날개 뒷전(Trailing edge)에서의 Kutta조건 및 후류와도면 상하에서의 압력 연속조건을 만족하는 해로부터 날개에 작용하는 양력과 모멘트를 계산할 수 있다 (Garrick, 1936; Sears, 1941; Kaplan, 1955).

$$L_m = -2\rho U^2 \left(\frac{l}{2} \right) \text{Re} [e^{i\omega_e t} \{ C(k) I_1 + ik I_3 \}] \quad (8)$$

$$M_m = -\rho U^2 \left(\frac{l}{2} \right)^2 \text{Re} \left\{ e^{i\omega_e t} \left[\left\{ \left(1 - \frac{4a}{l} \right) C(k) - 1 \right\} I_1 + 2I_3 \right] \right. \\ \left. \left[+ ik \left(I_4 - \frac{4a}{l} I_3 \right) \right] \right\} \quad (9)$$

$$L_g = 2\pi\rho U^2 \left(\frac{l}{2} \right) \text{Re} \left\{ e^{i\omega_e t} \frac{W}{U} S(k, \mu) \right\} \quad (10)$$

$$M_g = \pi\rho U^2 \left(\frac{l}{2} \right)^2 \text{Re} \left\{ e^{i\omega_e t} \frac{W}{U} \left[\left(1 - \frac{4a}{l} \right) S(k, \mu) \right. \right. \\ \left. \left. + \left(1 - \frac{k}{\mu} \right) \left\{ \left(i + \frac{2}{\mu} \right) J_1(\mu) - J_0(\mu) \right\} \right] \right\} \quad (11)$$

여기서, 밑첨자 m 과 g 는 각각 날개의 운동과 파동유장에 의한 양력과 모멘트를 나타내고 a 는 모멘트 중심이며 전체 양력과 모멘트는 각각 $L = L_m + L_g$ 와 $M = M_m + M_g$ 이다. 즉, L_m 과 M_m 은 파동유장이 없는 상태에서 전진하며 동요하는 날개의 경계조건인 식 (6)을 만족하는 해로부터 구한 양력과 모멘트이고, L_g 과 M_g 는 전파하는 파동 수직유장 중 전진하며 동요하지 않는 날개의 경계조건인 식 (7)을 만족하는 해로부터 구한 양력과 모멘트이다. 그리고 $C(k)$ 와 $S(k, \mu)$ 는 각각 Bessel 함수들로 표현되는 Theodorsen 함수와 확장된 Sears 함수로 무차원 파라미터인 k (Reduced frequency)와 μ 의 함수이다(Choi, 2012).

$$C(k) = \frac{H_1^{(2)}(k)}{H_1^{(2)}(k) + iH_0^{(2)}(k)} \equiv F(k) + iG(k) \quad (12)$$

$$S(k, \mu) = C(k) \{ J_0(\mu) - iJ_1(\mu) \} + i \frac{k}{\mu} J_1(\mu) \quad (13)$$

$$k = \frac{\omega_e l}{2U} = \frac{\pi l}{\lambda_w} \quad (14)$$

$$\mu = \frac{Kl}{2} = \frac{\pi l}{\lambda} \quad (15)$$

또한, 식 (8)-(9)에서 보이는 I_1 , I_3 , 그리고 I_4 는 날개 운동에 의해 야기된 수직방향 유속 $v_m(x)$ 의 적분 값들로 다음과 같다.

$$I_1 = \frac{2}{l} \int_{-l/2}^{l/2} \sqrt{\frac{l-\xi}{2}} \frac{v_m(\xi)}{U} d\xi \quad (16)$$

$$I_3 = \left(\frac{2}{l}\right)^2 \int_{-l/2}^{l/2} \sqrt{\left(\frac{l}{2}\right)^2 - \xi^2} \frac{v_m(\xi)}{U} d\xi \quad (17)$$

$$I_4 = \left(\frac{2}{l}\right)^3 \int_{-l/2}^{l/2} \xi \sqrt{\left(\frac{l}{2}\right)^2 - \xi^2} \frac{v_m(\xi)}{U} d\xi \quad (18)$$

이상의 선형문제 해석결과는 Choi(2012)에도 기술되어 있다.

3. 날개 동력 해석

날개가 유체력에 대응되는 반작용력을 유체에 가하며 운동을 유지하기 위해서는 동력이 요구된다. 강제 날개의 경우 조화운동을 유지하기 위해 소요되는 시간평균동력(Time mean power)은 식 (19)와 같으며, 이는 2차항의 비선형 물리량이다.

$$\overline{P} = -\overline{\dot{q}L} - \overline{\dot{\alpha}M} = -\overline{\dot{q}L_m} - \overline{\dot{\alpha}M_m} - \overline{\dot{q}L_y} - \overline{\dot{\alpha}M_y} \quad (19)$$

여기서, \dot{q} 는 모멘트 중심으로 설정한 회전점(a)에서의 날개 상하동요 속도이며 $\dot{\alpha}$ 는 날개 종동요 각속도이다(Fig. 3). 식 (20)의 조화운동 가정에 따라 식 (8)-(11)의 힘과 모멘트들에 대응하는 동력을 계산하면 다음과 같다.

$$q = Re[q_0 e^{i\omega t}], \quad \alpha = Re[\alpha_0 e^{i\omega t}] \quad (20)$$

$$\overline{P} = \overline{P_{L_m}} + \overline{P_{M_m}} + \overline{P_{L_y}} + \overline{P_{M_y}} \quad (21)$$

$$\overline{P_{L_m}} = \rho U^3 \left(\frac{l}{2}\right) k \left[i \left\{ \frac{q_0}{l} C^*(k) I_1^* - (*) \right\} + k \left\{ \frac{q_0}{l} I_3^* + (*) \right\} \right] \quad (22)$$

$$\overline{P_{M_m}} = \frac{1}{4} \rho U^3 \left(\frac{l}{2}\right) k \left[i \left\{ \alpha_0 \left[\left(1 - \frac{4a}{l}\right) C^*(k) - 1 \right] I_1^* - (*) \right\} \right. \\ \left. + 2i \left\{ \alpha_0 I_3^* - (*) \right\} + k \left\{ \alpha_0 \left[I_4^* - \frac{4a}{l} I_3^* \right] + (*) \right\} \right] \quad (23)$$

$$\overline{P_{L_y}} = -\pi \rho U^3 \left(\frac{l}{2}\right) k \left[i \left\{ \frac{q_0}{l} \frac{W^*}{U} S^*(k, \mu) - (*) \right\} \right] \quad (24)$$

$$\overline{P_{M_y}} = -\frac{1}{4} \pi \rho U^3 \left(\frac{l}{2}\right) k \\ \times \left[i \left(1 - \frac{4a}{l}\right) \left\{ \alpha_0 \frac{W^*}{U} S^*(k, \mu) - (*) \right\} \right. \\ \left. + \left(1 - \frac{k}{\mu}\right) \left\{ \alpha_0 \frac{W^*}{U} + (*) \right\} J_1(\mu) \right. \\ \left. + i \left\{ \frac{2}{\mu} J_1(\mu) - J_0(\mu) \right\} \left(\alpha_0 \frac{W^*}{U} - (*) \right) \right] \quad (25)$$

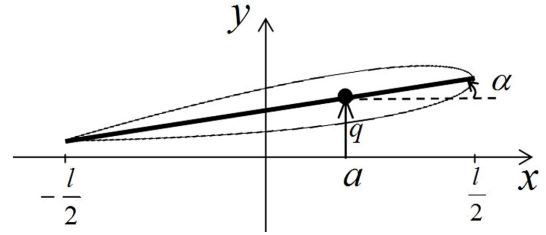


Fig. 3 Heaving and pitching motions of a foil at a pivot point

여기서, 윗 첨자 *는 공액복소수를 의미하며, 음 또는 양의 부호 뒤의 (*)는 부호 앞 항의 공액복소수를 의미한다. 그리고, q_0 와 α_0 는 각각 상하동요와 종동요의 복소 진폭으로 운동의 진폭과 위상각을 복소수 형태로 표현한 것이다.

4. 평판 날개에 대한 적용

섭동법에 의한 해석을 수행하면 강제 날개가 곡선의 캠버형상을 가지더라도 동요에 의한 영향은 상하대칭 날개에 해당하는 평판 날개의 동요와 동일하며, 곡선형상의 영향은 정적인 양력으로 간주된다. 따라서 본 연구에서는 평판 날개의 동요에 대한 동력해석을 수행한다.

평판 날개의 수직운동은 식 (26)으로 표현된다.

$$\eta(x, t) = q(t) + \alpha(t)(x - a) \quad (26)$$

식 (20)의 조화운동을 가정하면 동요하는 날개위에서의 수직 유동 복속 진폭 $v_m(x)$ 은 식 (6)에 의해 다음과 같이 표현된다.

$$v_m(x) = i\omega_e [q_0 + \alpha_0(x - a)] - U\alpha_0 \quad (27)$$

따라서, 식 (16)-(18)의 적분을 수행하면 다음의 결과를 얻는다.

$$I_1 = 2\pi \left[ik \frac{q_0}{l} - \left\{ 1 + i \frac{k}{2} \left(1 + \frac{4a}{l} \right) \right\} \frac{\alpha_0}{2} \right] \quad (28)$$

$$I_3 = \pi \left\{ ik \frac{q_0}{l} - \left(1 + ik \frac{2a}{l} \right) \frac{\alpha_0}{2} \right\} \quad (29)$$

$$I_4 = \frac{\pi}{8} ik \alpha_0 \quad (30)$$

식 (28)-(30)을 식 (8)-(9)에 대입하면 조화 운동하는 평판에 작용하는 양력과 모멘트를 구할 수 있으며 그 결과는 Choi(2012)에 나와 있다. 또한, 식 (28)-(30)을 식 (22)-(23)에 대입하면 $\overline{P_{L_m}}$ 과 $\overline{P_{M_m}}$ 을 운동 복소진폭 q_0 와 α_0 의 곱들로 표현할 수 있다. 그리고 파동류 관련 동력인 식 (24)-(25)는 q_0 와 W , 그리고 α_0 와 W 으로 곱으로 표현된다. 이러한 선형 물리량들의 곱에 비례하는 동력은 2차 전달함수(Quadratic transfer function)들로 표현되며 다음과 같이 정리된다.

$$C_p \equiv \frac{\bar{P}}{\frac{1}{2}\rho U^3 l} = \left| \frac{q_0}{l} \right|^2 H_{P_{qq}} + |\alpha_0|^2 H_{P_{\alpha\alpha}} + \left| \frac{q_0}{l} \right| |\alpha_0| H_{P_{q\alpha}} \quad (31)$$

$$+ \left| \frac{q_0}{l} \right| \left| \frac{W}{U} \right| H_{P_{qW}} + |\alpha_0| \left| \frac{W}{U} \right| H_{P_{\alpha W}}$$

$$H_{P_{qq}} = 4\pi k^2 F \quad (32)$$

$$H_{P_{\alpha\alpha}} = \frac{\pi}{2} k \left[k \left(\frac{1}{2} + \frac{2a}{l} \right) - \left(1 - \frac{4a}{l} \right) \left\{ k \left(\frac{1}{2} + \frac{2a}{l} \right) F + G \right\} \right] \quad (33)$$

$$H_{P_{q\alpha}} = 2\pi k \left[- \left(\frac{k}{2} + \frac{4a}{l} k F + G \right) \cos(\theta_q - \theta_\alpha) + (F - kG) \sin(\theta_q - \theta_\alpha) \right] \quad (34)$$

$$H_{P_{qW}} = 2\pi k \left[\begin{aligned} & \left\{ -GJ_0(\mu) + FJ_1(\mu) - \frac{k}{\mu} J_1(\mu) \right\} \cos(\theta_q - \theta_W) \\ & + \left\{ FJ_0(\mu) + GJ_1(\mu) \right\} \sin(\theta_q - \theta_W) \end{aligned} \right] \quad (35)$$

$$H_{P_{\alpha W}} = \frac{\pi}{2} k \left[\begin{aligned} & \left\{ \left(1 - \frac{4a}{l} \right) \left\{ -GJ_0(\mu) + FJ_1(\mu) \right\} \right\} \cos(\theta_\alpha - \theta_W) \\ & - \left\{ 1 - \frac{4a}{l} \frac{k}{\mu} \right\} J_1(\mu) \\ & + \left\{ \left(1 - \frac{4a}{l} \right) \left\{ FJ_0(\mu) + GJ_1(\mu) \right\} \right\} \sin(\theta_\alpha - \theta_W) \\ & + \left\{ 1 - \frac{k}{\mu} \right\} \left(\frac{2}{\mu} J_1(\mu) - J_0(\mu) \right) \end{aligned} \right] \quad (36)$$

여기서, C_p 는 시간평균 동력계수(Time-mean power coefficient)이고, F 와 G 는 각각 $F(k)$ 와 $G(k)$ 를 의미하며, θ 들은 각 물리량의 복소 진폭 위상각이다.

$$q_0 = |q_0| e^{i\theta_q}, \quad \alpha_0 = |\alpha_0| e^{i\theta_\alpha}, \quad W = |W| e^{i\theta_W} \quad (37)$$

식 (32)-(36)의 2차 전달함수들을 살펴보면 다른 물리량들의 곱에 해당하는 전달함수들은 물리량들 간의 위상차의 함수이고 종동요와 관련된 전달함수들은 회전점 a 의 함수이다. 그리고 파동유장 관련 전달함수들은 식 (15)로 정의된 μ 의 함수로 이는 파동유장 파장에 대한 날개길이의 비이다.

수중 날개에 유입되는 파동류들로는 파도, 프로펠러 후류 등이 있다. 파도의 경우 파장은 날개길이보다 훨씬 긴 경우가 대부분이므로 $\mu \ll 1$ 로 볼 수 있다. 이 경우, 식 (35)-(36)은 $J_0(\mu)$ 와 $J_1(\mu)$ 의 접근 거동을 사용하면 다음 식들로 근사 된다.

$$H_{P_{qW}} = 2\pi k \left[- \left(G + \frac{k}{2} \right) \cos(\theta_q - \theta_W) + F \sin(\theta_q - \theta_W) + O(\mu) \right] \quad (38)$$

$$H_{P_{\alpha W}} = \frac{\pi}{2} k \left[\begin{aligned} & - \left(1 - \frac{4a}{l} \right) G + k \frac{2a}{l} \left\{ \cos(\theta_\alpha - \theta_W) \right\} \\ & + \left(1 - \frac{4a}{l} \right) F \sin(\theta_\alpha - \theta_W) + O(\mu) \end{aligned} \right] \quad (39)$$

또 다른 주요 비선형 물리량인 시간평균 추력에 대한 2차 전달함수는 Choi(2012)에 나와 있다.

5. 평판 날개에 대한 동력 2차 전달함수 해석

식 (32)로 표현되는 $H_{P_{qq}}$ 는 k 의 함수로 Fig. 4에 도시되어 있

다. 모든 k 값에서 양의 값을 가지며 k 가 증가할수록 $H_{P_{qq}}$ 값은 단조 증가한다. 식 (33)으로 표현되는 $H_{P_{\alpha\alpha}}$ 는 k 와 a/l 의 함수로 Fig. 5에 도시되어 있으며, 이 역시 양의 값을 가지며 k 에 대해서 단조 증가한다. 그런데 회전점이 뒷전 쪽인 $a/l = -1/4$ 지점에 있을 때 매우 작은 값을 가진다. 즉, $H_{P_{\alpha\alpha}}$ 만 고려하면 회전점이 뒷전 쪽에 있는 것이 동력소모를 줄일 수 있다. 한 가지 흥미로운 점은 Choi(2012)의 추력 2차 전달함수 $H_{T_{\alpha\alpha}}$ 는 음의 값을 가지는 경우도 있으나, 본 연구에서 해석한 동력 2차 전달 함수인 $H_{P_{\alpha\alpha}}$ 는 항상 양의 값을 가진다는 점이다.

Fig. 6에 $H_{P_{q\alpha}}$ 를 도시하였다. 그림에 표시된 위상차에 180° 를 더한 위상차에 대한 값은 부호를 바꾸면 된다. 회전점이 앞전 쪽이나 중앙에 위치한 경우(Fig. 6(a)-6(b)) 상하동요의 위상이 종동요의 위상에 비해 180° 정도 앞설 때 동력이 많이 소모되며 위상이 동일 할 때는 전달함수 값이 음이 되어 유체로부터 동

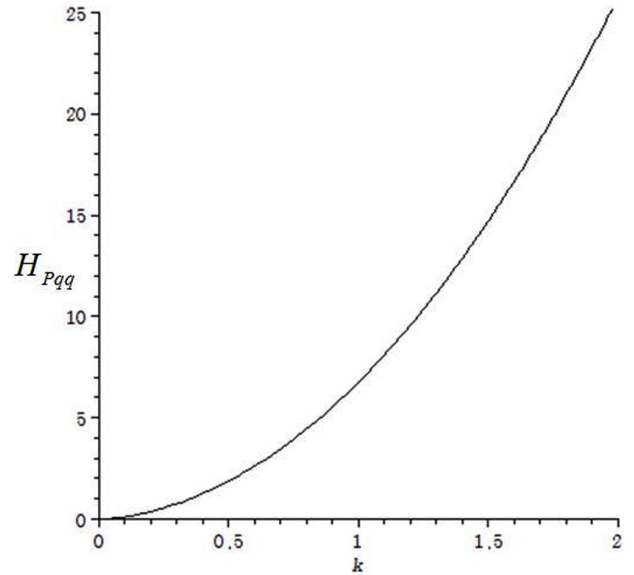


Fig. 4 Quadratic transfer function $H_{P_{qq}}$

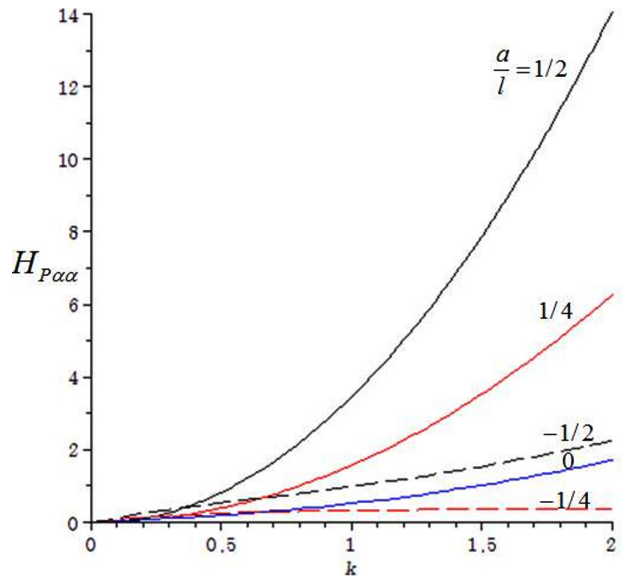
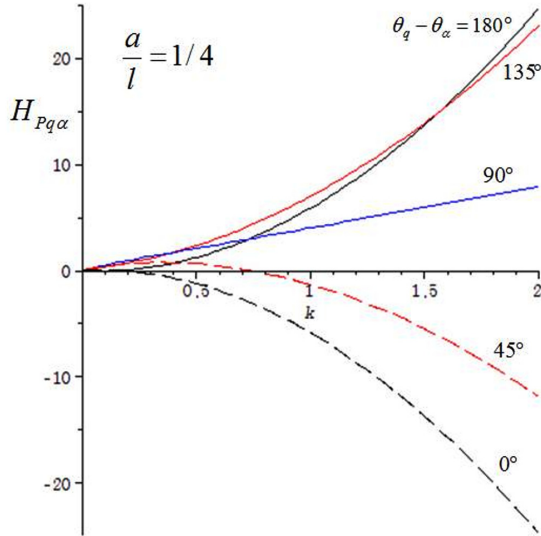
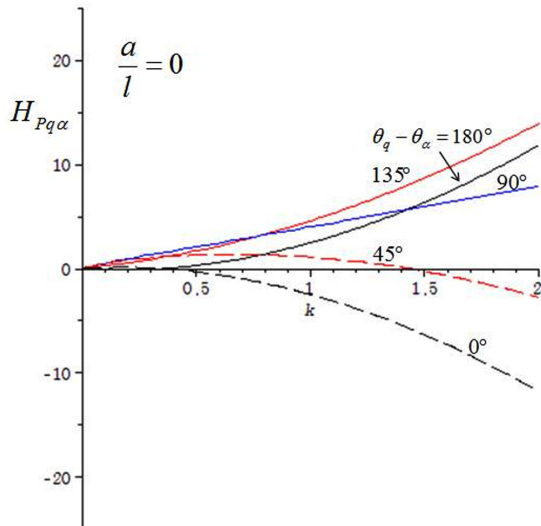


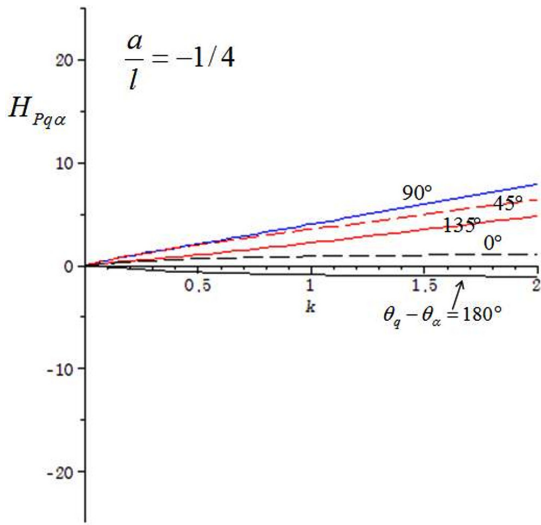
Fig. 5 Quadratic transfer function $H_{P_{\alpha\alpha}}$



(a) $a/l = 1/4$



(b) $a/l = 0$



(c) $a/l = -1/4$

Fig. 6 Quadratic transfer function $H_{Pq\alpha}$

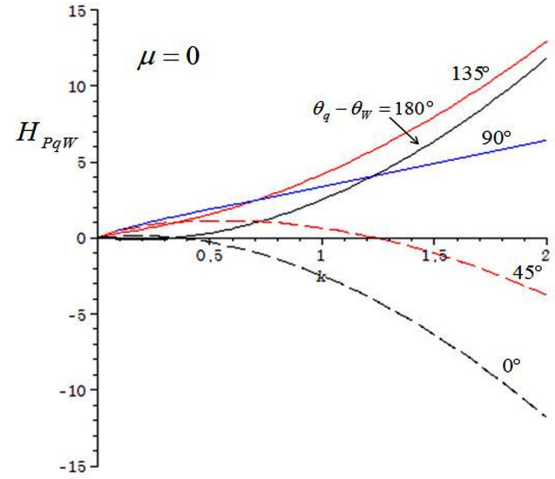
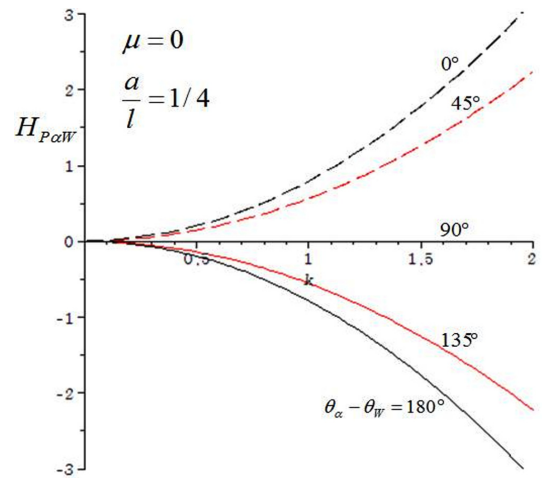
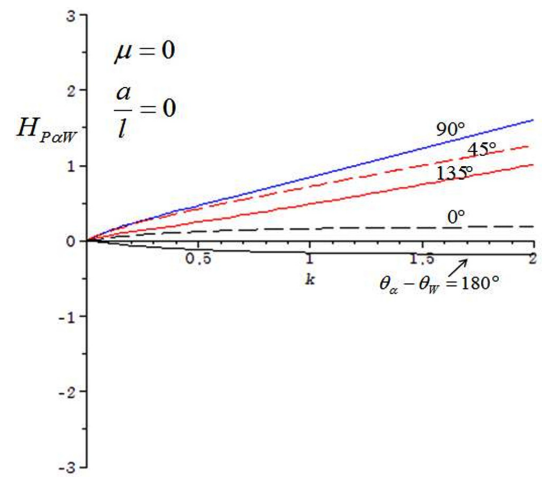


Fig. 7 Quadratic transfer function H_{PqW}

력을 얻을 수 있다. 그러나 회전점이 $a/l = -1/4$ 에 위치할 때는 위상차가 90° 부근에서 큰 양의 동력이 요구되고 0° 나 180° 부근에서는 동력 값이 매우 작음을 알 수 있다. 이를 달리 말하면 위상차가 270° (또는 -90°)부근 일 때는 음의 동력 값을 가진다.

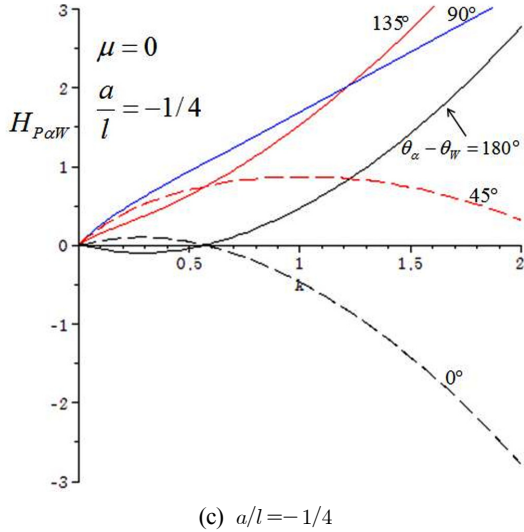


(a) $a/l = 1/4$



(b) $a/l = 0$

Fig. 8 Quadratic transfer function $H_{P\alpha W}$



(c) $a/l = -1/4$

Fig. 8 Quadratic transfer function H_{PaW} (continuation)

상하동요와 파동유장간의 상호작용에 의한 H_{PaW} 를 Fig. 7에 도시하였다. H_{PaW} 는 μ 의 함수이나 그림에는 파동유장 파장이 날개길이에 비해 매우 긴 $\mu=0$ 일 때의 값을 도시하였다. 함수 값의 거동은 회전점이 중앙에 위치해 있을 때의 $H_{Pa\alpha}$ (Fig. 6(b))와 유사하다.

Fig. 8에 $\mu=0$ 인 경우의 H_{PaW} 를 도시하였다. 회전점의 위치에 따라 함수 값의 거동이 상당히 다른 양상을 보인다. 특히 회전점이 $a/l=-1/4$ 에 위치한 Fig. 8(c)의 경우, 종동요와 파동유장간의 위상차 변화에 대하여 함수 값이 상당히 복잡한 양상을 보인다.

6. 평판 날개에 대한 시간평균 동력계수 해석 예

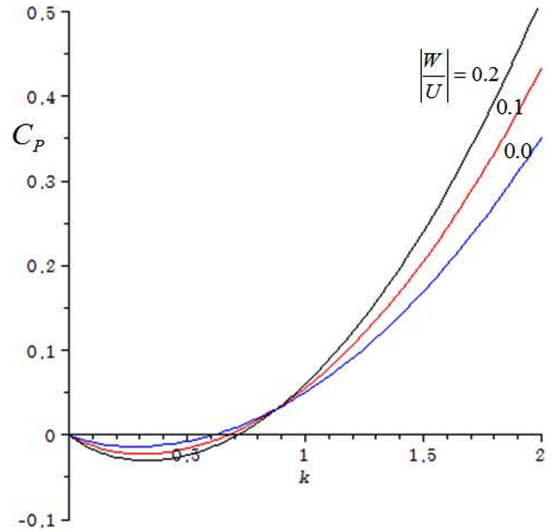
평판 날개에 대한 시간평균 동력계수 C_p 의 해석 예로서 Table 1의 조건에서 해석을 수행하였다. 표에서 $\theta_q - \theta_w$ 는 $\theta_q - \theta_w$ 와 $\theta_\alpha - \theta_w$ 에 의해 결정된다. $|W/U|=0.0$ 인 경우는 파동유장이 없음을 뜻하고, 이 경우 위상차들 중 $\theta_q - \theta_\alpha$ 값만 의미가 있다. 모든 경우 수직 파동유장의 파장은 날개길이에 비해 매우 길다고 가정하여 $\mu=0$ 을 사용하였다.

Table 1의 조건에 대한 시간평균 동력계수 해석 결과를 Fig. 9에 도시하였다. 회전점이 뒷전 쪽에 있을수록 동력계수가 작아짐을 볼 수 있다. Fig. 9(c)를 보면 회전점이 $a/l=-1/4$ 에 위치할 때 넓은 영역의 k 값에서 음의 동력계수를 보여 유체로부터 에너지를 흡수하며 날개가 동요함을 알 수 있다. 또한 파동류의 크기가 증가 할수록 음의 동력계수 크기가 증가하여 파동류로부터 에너지 흡수가 날개 동요의 주요 동력원이 될 수 있다.

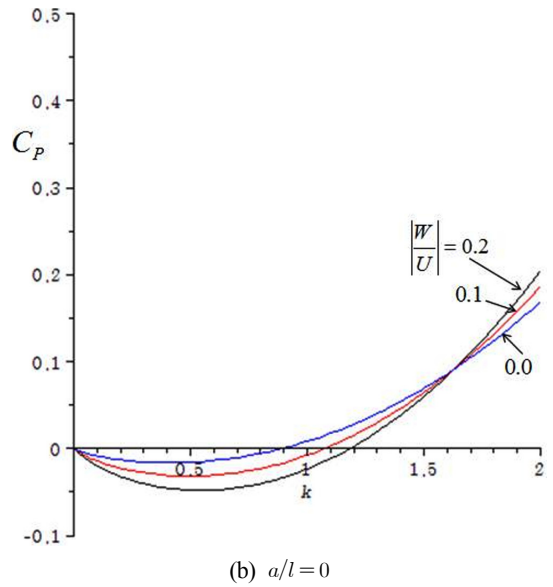
상하동요와 종동요의 파동유장에 대한 위상차 변화에 따른 C_p

Table 1 Conditions for example calculation

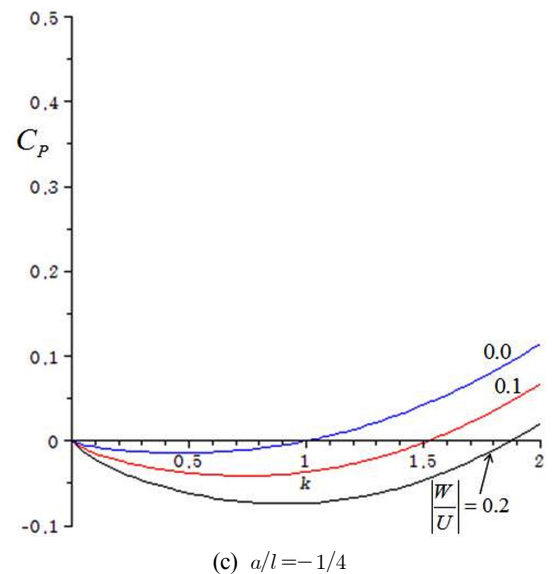
a/l	$ q_0/l $	$ \alpha_0 $	$ W/U $	$\theta_q - \theta_w$	$\theta_\alpha - \theta_w$	$\theta_q - \theta_\alpha$
{0.25,	0.1	0.2	{0.0,	-135°	-45°	-90°
0,			0.1,			
-0.25}			0.2}			



(a) $a/l = 1/4$



(b) $a/l = 0$



(c) $a/l = -1/4$

Fig. 9 Time-mean power coefficients for the conditions in Table 1

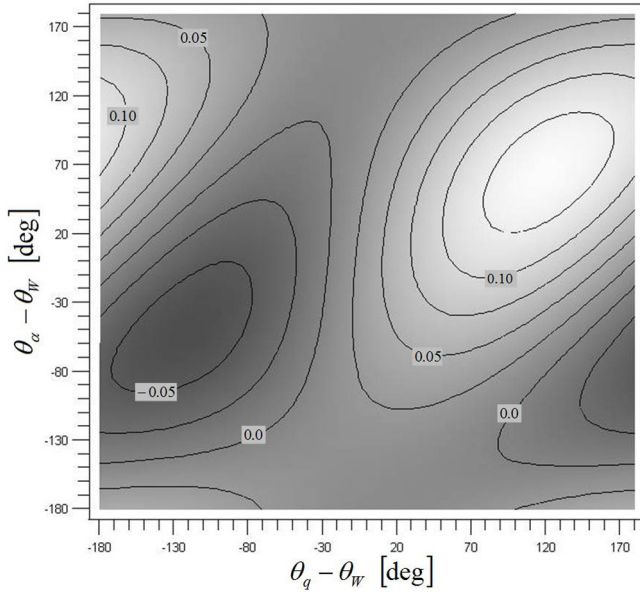


Fig. 10 Contours of C_p for $a/l=-1/4$, $|q_0/l|=0.1$, $|\alpha_0|=0.2$, $|W/U|=0.2$, $\mu=0.0$, and $k=0.5$

값을 살펴보기 위해 Table 1의 조건들 중 $a/l=-1/4$, $|q_0/l|=0.1$, $|\alpha_0|=0.2$, 그리고 $|W/U|=0.2$ 에 대한 해석 결과를 Fig. 10에 도시하였다. 이 때 $k=0.5$ 이다. 그림에서 보듯이 $\theta_q - \theta_W = -135^\circ$ 그리고 $\theta_\alpha - \theta_W = -45^\circ$ 부근에서 상대적으로 큰 음의 C_p 값을 보인다. 반면에 $\theta_q - \theta_W = 120^\circ$, $\theta_\alpha - \theta_W = 60^\circ$ 부근에서는 큰 양의 C_p 값을 보여 날개운동을 위해 동력이 많이 소모됨을 알 수 있다.

그러나 동요하는 날개의 기능은 운송체의 운동제어를 위한 변동양력발생(예를 들면 핀 안정기 등), 조류나 어류의 유체동역학적 추력 발생, 조류에너지(Current energy) 추출 등 다양하므로, 이러한 주요기능을 고려하여 상하동요, 종동요, 파동유속의 크기들과 상호간의 위상차, 그리고 회전점의 위치 등에 따른 동력의 변화를 살펴보아야 할 것이다.

7. 결 론

전파하는 파동 수직유장 중 전진하며 동요하는 2차원 날개에 소요되는 동력을 해석하였다. 섭동법에 근거하여 2차항의 비선형 물리량인 동력을 날개의 상하동요, 종동요, 그리고 파동유속의 곱에 대응하는 2차 전달함수들로 표현하였다. 종동요 크기의 곱에 대응하는 2차 전달 함수 해석결과 회전점이 뒷전 쪽 $a/l=-1.4$ 에 위치 할 때 종동요를 위한 필요 동력이 매우 작음을 확인 하였다. 그리고 상하동요, 종동요, 파동유속 들 간의 위상차에 대한 해석결과를 보면 동력 값이 위상차들에 대해 상당히 민감함을 알 수 있다. 해석 예를 통해 이러한 위상차들을 적

절한 값으로 선택하면 날개 동요를 위한 최소 또는 음의 동력 상태를 구현 할 수 있음을 보였다.

본 연구결과를 활용하면 동요하는 날개의 소요 동력을 추정할 수 있고, 동요 및 파동류의 크기와 상호간의 위상차, 회전점의 위치 등에 대한 매개변수 해석(Parametric study)을 통해 날개 구동기구에 대한 최적 설계에 적용가능하리라 생각된다.

References

- Azuma, A., 2006. The Biokinetics of Flying and Swimming. 2nd Edition, AIAA, Reston, VA.
- Choi, Y.-R., 2012. Thrust Caused by Oscillating Two-Dimensional Hydrofoil Moving in Propagating Unsteady Flow Field. *Journal of Ocean Engineering and Technology*, 26(5), 40-46. <https://doi.org/10.5574/KSOE.2012.26.5.040>
- Choi, Y.-R., 2013. Propulsion by Oscillating Foil Attached to Ship in Waves. *J. of Ocean Engineering and Technology*, 27(1), 31-36. <https://doi.org/10.5574/KSOE.2013.27.1.031>
- Garrick, I.R., 1936. Propulsion of a Flapping and Oscillating Airfoil. NACA Report No. 567.
- Greenberg, J.M., 1947. Some Consideration on an Airfoil in an Oscillating Stream. NACA Technical Note No. 1372.
- Kaplan, P., 1955. A Hydrodynamic Theory for the Forces on Hydrofoils in Unsteady Motion. Sc.D. Thesis, Stevens Institute of Technology.
- Lighthill, M.J., 1975. *Mathematical Biofluidynamics*, Society for Industrial and Applied Mathematics, Philadelphia, PA.
- Newman, J.N., 1977. *Marine Hydrodynamics*. MIT Press, Cambridge, MA.
- Perez, T., 2005. *Ship Motion Control: Course Keeping and Roll Reduction using Rudder and Fins*. Springer-Verlag, London, UK.
- Sears, W.R., 1941. Some Aspects of Non-Stationary Airfoil Theory and Its Practical Application. *Journal of Aeronautical Sciences*, 8(3), 104-108. <https://doi.org/10.2514/8.10655>
- Theodorsen, T., 1935. General Theory of Aerodynamic Instability and the Mechanism of Flutter. NACA Report No. 496.
- Wu, T.Y., 1971. Hydrodynamics of Swimming Propulsion. Part I. Swimming of a Two-Dimensional Flexible Plate at Variable Forward Speeds in an Inviscid Fluid. *Journal of Fluid Mech.*, 46(2), 337-355. <https://doi.org/10.1017/S0022112071000570>
- Xiao, Q., Zhu, Q., 2014. A Review on Flow Energy Harvesters Based on Flapping Foils. *J. of Fluids and Structures*, 46, 174-191.

Numerical Study for Experiment on Wave Pattern of Internal Wave and Surface Wave in Stratified Fluid

Ju-Han Lee^{ID*}, Kwan-Woo Kim^{ID*}, Kwang-Jun Paik^{ID*}, Won-Cheol Koo^{ID*} and Yeong-Gyu Kim^{ID**}

^{*}Department of Naval Architecture and Ocean Engineering, Inha University, Incheon, Korea

^{**}Agency for Defense Development, Jinhae, Korea

성층화된 유체 내에서 내부파와 표면파의 파형 변화 실험을 위한 수치적 연구

이주한^{ID*} · 김관우^{ID*} · 백광준^{ID*} · 구원철^{ID*} · 김영규^{ID**}

^{*}인하대학교 조선해양공학과

^{**}국방과학연구소

KEY WORDS: 두 층 유체 Two-layer fluids, 표면파 Surface wave, 내부파 Internal wave, 수치 모사실험 Numerical simulation, 전산유체 역학 Computational fluid dynamics

ABSTRACT: Internal waves occur at the interface between two layers caused by a seawater density difference. The internal waves generated by a body moving in a two-layer fluid are also related to the generation of surface waves because of their interaction. In these complex flow phenomena, the experimental measurements and experimental set-up for the wave patterns of the internal waves and surface waves are very difficult to perform in a laboratory. Therefore, studies have mainly been carried out using numerical analysis. However, model tests are needed to evaluate the accuracy of numerical models. In this study, the various experimental conditions were evaluated using CFD simulations before experiments to measure the wave patterns of the internal waves and surface waves in a stratified two-layer fluid. The numerical simulation conditions included variations in the densities of the fluids, depth of the two-layer fluid, and moving speed of the underwater body.

1. 서 론

일반적으로 해양환경에 대한 연구를 수행할 때 유체의 밀도는 일정하다고 가정한다. 하지만 실제 해양에서는 수온, 염도 등의 차이로 인해 해수간 밀도차가 발생하게 되고 밀도의 불연속면이 생기게 된다. 이러한 밀도의 불연속면이나 바닷물의 밀도가 수직방향으로 변화하는 약층에서 일어나는 파도를 내부파라 부른다. 표면파는 공기와 맞닿은 상부 유체 표면에서 나타나는 파도이며, 해양 표면파와 내부파는 표면파 모드(Surface wave mode)와 내부파 모드(Internal wave mode)라고 불리는 두 가지 모드가 혼합되어 발생한다. 표면파 모드에서는 표면파와 내부파의 위상이 같으며, 내부파 모드에서는 표면파와 내부파가 서로 다른 위상을 가짐과 동시에 내부파의 파고가 표면파의 파고보다 크다.

해양 내부파는 평균적으로 100m 이상의 깊은 수심에서 발생하고 지속적으로 관측되고 있다. 특히 우리나라에서도 동해시 연안에서 Kim et al.(2001)이 수직 진폭이 25m에 이르는 내부파를 관측하였다. 이러한 내부파에 관한 연구는 지속적으로 이루어지고 있는데, Koo and Kim(2009)는 내부파를 표면파와 내부파 영역을 경계요소법을 통하여 내부파를 구현하는 수치모델을 개발하였다. Ko et al.(2013)은 조파기를 이용하여 내부파 발생 실험을 통해 표면파 모드와 내부파 모드에서 발생하는 파형을 이론과 비교하였다. Lee and Hur(2014)는 서로 다른 밀도층 사이에서 발생하는 내부파를 해석하기 위하여 수치모델을 개발하였으며, 이후 개발한 모델을 바탕으로 내부파에 관한 수리모형 실험결과와 비교 검토하여 개발한 수치모델의 유효성 및 타당성을 확인하였다(Lee and Hur, 2016). 하지만 수중운동체를 통해 생성된 내부파에 관한 연구는 활발하게 진행되지 않고 있는데,

Received 23 January 2019, revised 30 May 2019, accepted 13 June 2019

Corresponding author Kwang-Jun Paik: +82-32-860-7331, kwangjun.paik@inha.ac.kr ORCID: https://orcid.org/0000-0003-4657-5806

It is noted that this paper is revised edition based on proceedings of KOSE 2108 in Incheon.

© 2019, The Korean Society of Ocean Engineers

This is an open access article distributed under the terms of the creative commons attribution non-commercial license (<http://creativecommons.org/licenses/by-nc/3.0>) which permits unrestricted non-commercial use, distribution, and reproduction in any medium, provided the original work is properly cited.

Duncan(1983)은 길이 24m의 수조에서 수중익을 이동시켜 내부파 생성 실험을 수행하였으며, Robey(1997)는 성층화된 유체 내에서 구형상의 수중운동체를 통해 내부파 생성 실험 및 이론해와의 비교를 수행하였다.

실제 수중운동체의 경우 담수와 해수로 성층화된 유체 내에서 움직이므로 내부파와 표면파의 상호작용을 고려한 모형실험을 수행하기 위해서는 성층화된 유체 조건을 만드는 것이 중요하다. 상하부 유체에 밀도차를 발생시키는 방법으로 유체의 온도를 변화시키거나 해수와 유사한 밀도를 갖는 소금물을 사용하여 성층화시키는 방법이 있다. 하지만 두 방법 모두 상하부 유체가 쉽게 혼합되고 실험조건을 유지시키기 어려워 반복실험을 하기 어려운 단점이 있다. 성층화된 실험 조건을 만드는 방법 중 하나는 상부 유체로 식물성 기름을 사용하는 것이다. 식물성 기름을 사용할 경우 상하부 유체가 쉽게 혼합되지 않아 반복실험이 용이하고 주위에서 쉽게 구할 수 있다는 장점이 있다. 하지만 식물성 기름-담수 조건의 경우 담수-해수 조건에 비해 밀도차가 크고 식물성 기름의 점성이 담수에 비해 약 80-100배 가량 크기 때문에 점성 및 밀도차로 인해 발생할 수 있는 현상에 대해 사전조사가 필요하다.

본 연구에서는 이층 유체 모형실험에 앞서 담수 단일 조건, 식물성 기름-담수 조건, 담수-해수 조건에서 수중운동체의 속도, 밀도, 상하부유체의 깊이 비에 따른 내부파와 표면파의 특성에 대해 연구하였고, 상부유체로 식물성 기름을 사용했을 때 식물성 기름의 밀도 및 점성에 의해 식물성 기름-담수 조건과 담수-해수 조건에서 어떠한 차이가 발생하는지 분석하여 상부유체로서 식물성 기름의 적합성에 대해 수치해석을 통해 고찰하였다.

2. 수치해석

2.1 수치해석 방법

수치해석을 위한 물리모델로 유체를 3차원 비정상 상태, 비압축성 유동으로 고려하였다. 지배방정식으로는 비압축성 유체의 유동을 나타내는 연속 방정식(Continuity equation)과 RANS (Reynolds averaged Navier-Stokes equations)방정식이 사용되었으며 식 (1)과 (2)와 같이 적분 방정식 형태로 표현된다.

$$\frac{d}{dt} \int_{\Omega} \rho d\Omega + \int_s \rho u_i n_i dS = 0 \quad (1)$$

$$\frac{d}{dt} \int_{\Omega} \rho u_i d\Omega + \int_s \rho u_i u_j n_j dS = \int_s (\tau_{ij} n_j - p n_i) dS + \int_{\Omega} \rho b_i d\Omega \quad (2)$$

여기서 u_i 는 속도텐서, b_i 는 체적력의 텐서이다. ρ , p 는 밀도와 압력이며 τ_{ij} 는 점성과 난류에 의한 유효응력으로 식 (3)과 같이 나타낼 수 있다.

$$\tau_{ij} = \mu_c \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) \quad (3)$$

난류 모델은 *Realizable k-ε* 모델을 사용하였고, 성층화된 유체 내에서 수치해석이 진행되기 때문에 유체간의 자유수면을

모사하기 위해서 비혼합 유체의 유동을 시뮬레이션 하는데 적합한 VOF(Volume of fluid) 모델을 사용하였다. VOF 모델에서 유체는 운동량 방정식을 공유하며 각 셀의 각 유체의 체적분율은 전체 영역에 걸쳐 계산된다. 유체의 체적분율을 α_m 로 나타내면 비어있는 경우($\alpha_m = 0$), 완전히 채워져 있는 경우($\alpha_m = 1$), 셀이 m^{th} 유체와 한 가지 또는 그 이상의 유체로 혼합되어 있는 경우 ($0 < \alpha_m < 1$)의 3가지 상태가 존재한다. 각 셀에서 모든 유체의 체적분율의 합은 반드시 1이 되어야 하며, 다음과 같이 나타낼 수 있다.

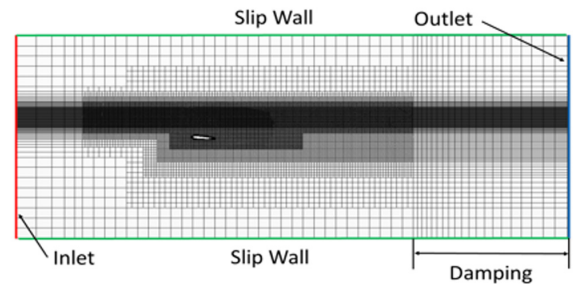
$$\sum_{m=1}^N \alpha_m = 1 \quad (4)$$

α_m 의 값에 근거하여 밀도, 변위 등의 변수들은 각각의 검사체적에서 결정되며, $\alpha_m = 0.5$ 인 점을 이용하여 자유수면의 경계를 나타내었다.

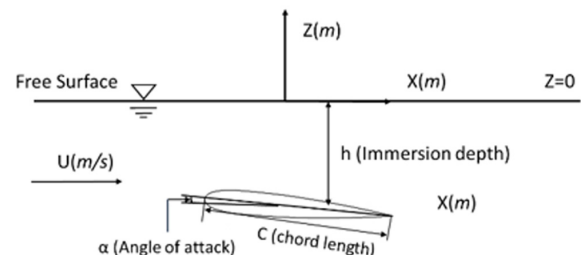
2.2 수치기법 검증

수중운동체를 사용하면서 3차원 효과가 반영된 모형실험의 경우 벽면으로 인한 파의 반사 및 파 계측의 어려움 등 여러 요인으로 인해 모형실험이 쉽지 않아 비교적 많이 수행되지 않았다. 따라서 본 논문에서는 VOF 모델을 이용한 수치해석 기법의 검증을 위해 2차원 조건에서 수중익을 이용해 모형실험을 진행한 Duncan(1983)의 실험결과와 수치해석 결과를 비교하였다.

Duncan(1983)의 실험에서 수조의 제원은 길이 24m, 폭 0.61m, 깊이 0.61m로 모형을 수조 밑에서 벨트와 벨트풀리, 모터 등으로 이동시켰다. 실험에 사용된 수중익의 형상은 NACA0012이며, 받음각은 5도이다. 날개 길이는 20.3cm, 최대 두께는 전연에서 6.1cm에서 2.54cm이며, 수중익의 폭을 60cm로 하여 3차원



(a) Grid system and boundary condition



(b) Coordinate system

Fig. 1 Numerical simulation conditions for the validation of numerical method

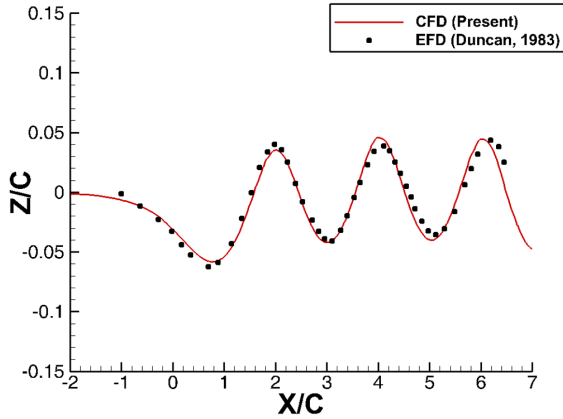


Fig. 2 Comparison of wave profiles at surface layer

효과가 일어나지 않게 하였다. 실험조건은 자유수면으로부터 잠긴 깊이 26.1cm, 23.6cm, 21.0cm, 19.3cm, 18.5cm, 15.9cm에서 0.8m/s로 수중익을 끌며 실험을 진행하였고, 수치해석 기법 검증을 위해 26.1cm 조건에서의 자유수면 파형과 수치해석에서의 파형을 비교하였다. 폭 방향에 성긴 격자를 사용하고 격자계의 양 옆에 대칭(Symmetry) 경계조건을 사용하여 2차원 조건으로 해석을 진행하였다. 총 격자수는 25만개이고 격자계와 경계조건, 좌표축을 Fig. 1에 도시하였다.

수치해석에 의한 파형을 실험 결과와 Fig. 2에 비교하였다. 전체적인 파형은 실험과 잘 일치하는 것으로 보이나 파의 위상이 실험 결과와 계산 결과 사이에서 약간의 차이가 있음을 알 수 있다. 실험과 수치해석에 의해 얻어진 파의 파장에 식 (5)-(6)을 적용하여 파의 주기와 속도를 구하면 Table 1과 같다. 파의 파장은 첫 번째 파고부터 세 번째 파고까지의 거리를 측정된 뒤 2로 나누어 평균 파장을 구하였다.

$$L = \frac{g}{2\pi} T^2 \tanh \frac{2\pi h}{L} \tag{5}$$

$$C = \frac{L}{T} \tag{6}$$

여기서 L 은 파장, g 는 중력가속도, h 는 수심, T 는 파의 주기 그리고 C 는 파의 속력을 나타낸다.

파의 속력과 수중익의 전진 속력이 CFD에서는 동일하게 나왔지만 실험값에서는 전진속도보다 파의 속력이 좀 더 빠르게 나타났다. 따라서 실험 결과와 계산 결과 사이의 파형 위상 차이는 여기서 비롯된 것이라고 생각할 수 있다. 이러한 결과를 바탕으로 VOF 모델을 사용하여 격자계 및 경계조건을 3차원으로 확장시켜 이후의 해석을 진행하였다.

Table 1 Characteristics of wave profile

	Wave Length [m]	Period [s]	Velocity [m/s]
EFD	0.431	0.525	0.82
CFD	0.412	0.514	0.80

2.3 수중운동체

본 연구에서 사용한 수중운동체의 형태는 반구, 원기둥, 반타원체를 합쳐놓은 형상이다. 구(Sphere)를 수중운동체로 수치해석을 수행할 경우, 수중운동체 뒤의 불안정한 난류 유동으로 인해 계산 시간이 오래 소요되고 해석이 어려운 문제점이 발생했으며, 타원체 형상의 수중운동체로 수치해석을 수행할 경우, 유선형의 형태로 인해 수중운동체 주위 유동이 충분히 교란되지 않아 모형실험을 진행할 경우 예측 가능한 크기의 파가 생기지 않았다. 따라서 Fig. 3와 같이 총 길이 10cm, 반구 및 원기둥의 중앙 단면 지름이 2cm인 수중운동체를 제작하였고 제원은 식 (7)과 같다.

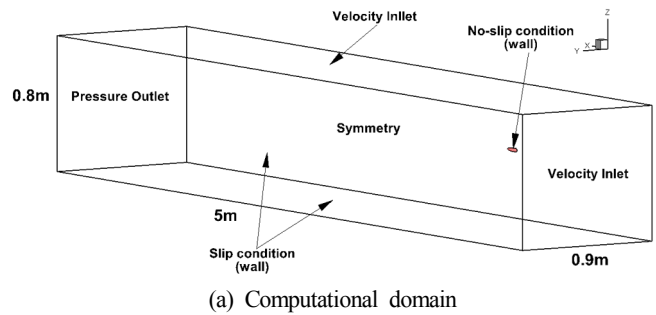
$$\left\{ \begin{array}{l} (x-4)^2 + y^2 = 1 \quad (-5 \leq x < -4) \\ y = 1, y = -1 \quad (-4 \leq x \leq 0) \\ \frac{x^2}{25} + y^2 = 1 \quad (0 < x \leq 5) \end{array} \right. \tag{7}$$



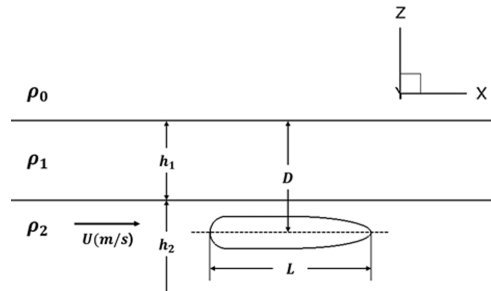
Fig. 3 The shape of a underwater body for simulation

2.4 수치해석 조건

본 연구에서는 상용 CFD 소프트웨어인 STAR CCM+ 13.02가 사용되었다. 향후 실험과의 비교를 위해 실제 제작 예정인 길이 5m, 폭 1.8m, 높이 0.8m인 이층유체 모형수조의 크기를 반영해 해석에 사용한 계산 영역과 경계조건을 Fig. 4에 도시하였다. Fig. 4(a)에 나타난 것처럼 Slip wall, Symmetry 조건을 사용해 길이 5m, 폭 0.9m, 높이 0.8m의 계산영역에서 수치해석을 진행하였으며, 수중운동체 후방의 타원체 형상으로 인해 후류가 복잡하게 생기지 않아 Symmetry 경계조건을 사용하여 격자수를



(a) Computational domain



(b) Configuration of a underwater body

Fig. 4 Set-up for numerical simulation in a stratified fluid

Table 2 Fluid properties for a stratified fluid

Fluid	Density [kg/m ³]	Dynamic viscosity [Pa · s]
Fresh Water	1000	8.8871E-4
Sea Water	1025	8.8871E-4
Vegetable Oil	925	0.08871

감소시켜 계산시간을 줄여주었다. 바닥과 벽면의 경계조건은 수중운동체로 인해 생기는 표면파 및 내부파와 이층유체 모형 수조간의 영향을 확인하고자 Slip wall 조건을 설정해 주었다.

수중운동체의 속도, 상하부 유체의 밀도비, 깊이비에 따른 내부파 및 표면파의 파형 변화를 비교하기 위하여 다음과 같이 조건을 설정하였다. 수중운동체의 속도는 제작 예정인 이층유체 모형수조에서 현실적으로 실험 가능하고 파고계가 표면파 및 내부파의 파고를 측정할 수 있는 범위 내에서 두 가지 조건(0.5m/s, 0.8m/s)을 선정하였다. 본 연구에 사용된 유체의 종류는 담수, 해수, 식물성 기름 세 가지로 각 유체의 밀도 및 점성을 Table 2에 나타내었다.

식물성 기름의 점성은 담수의 점성보다 약 80~100배 정도 크기 때문에 본 해석에서는 식물성 기름의 점성을 담수 점성의 100배로 설정하여 해석을 수행하였다. 반면 해수의 점성은 수은, 염분, 밀도 등 여러 요인에 의해 달라지지만 담수-해수의 점성 차이는 식물성 기름-담수 정도로 크게 차이 나지 않기 때문에 상부유체로써 식물성 기름의 점성이 주는 영향을 분석하고자 해수의 점성은 담수와 같은 조건으로 설정하여 수치해석을 진행하였다. 또한 상부유체의 두께가 내부파 및 표면파에 미치는 영향을 보기위해 상부유체의 두께를 두 배로 키운 조건에 대해 해석을 진행하였다.

이렇게 정해진 조건들을 바탕으로 총 9가지의 수치해석을 진행하였고 각 조건들을 Table 3에 나타내었다. ρ_0 는 공기, ρ_1 는 상부유체, ρ_2 는 하부유체의 밀도를 나타내며 U 는 수중운동체의 속도, D 는 자유수면으로부터 수중운동체의 중심선까지의 거리를 나타낸다. h_1 은 상부유체의 두께, h_2 는 하부유체의 두께를 의미한다. Fig. 4(b)와 같이 유체 밀도차가 발생하여 성층화 되었을 때 식 (8)과 같은 임계 프루드수(Fr_n)가 존재한다.

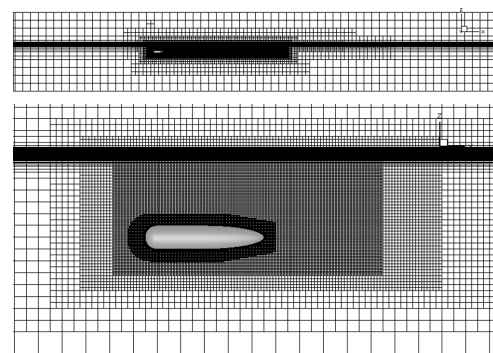
$$Fr_n^2 = \frac{1}{2} + (-1)^{n+1} \sqrt{\frac{1}{4} - \frac{(1-\gamma)h_1h_2}{(h_1+h_2)^2}} \quad (n=1,2) \quad (8)$$

여기서 γ 는 두 유체의 밀도비(ρ_1/ρ_2)이며, $n=1$ 일 때는 표면파

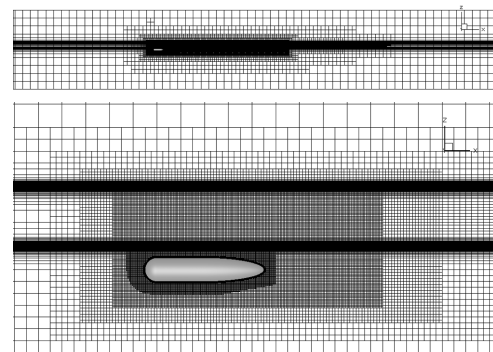
모드에서의 임계 프루드수(Fr_1)를 나타내고 $n=2$ 일 때는 내부파 모드에서의 임계 프루드수(Fr_2)를 나타낸다.

수중운동체의 이동속도에 의해 표현되는 프루드수(Fr)는 식 (9)와 같이 표현할 수 있으며, 이 수중운동체의 프루드수(Fr)를 기준으로 구분하여 내부파 및 표면파의 파형 변화를 이론적으로 파악할 수 있다. 다시 말해 수중운동체의 프루드수(Fr)가 Fr_1 에 가까우면 표면파 모드, Fr_2 에 가까우면 내부파 모드가 우세하게 나타난다. 또한 수중운동체의 프루드수(Fr)가 Fr_1 를 넘을 경우 표면파에서 오로지 발산파만 나타나고, 마찬가지로 Fr_2 를 넘을 경우 내부파에서 발산파만 나타난다(Yeung and Nguyen, 1999).

$$Fr^2 = \frac{U^2}{g(h_1+h_2)} \quad (9)$$



(a) Single layer



(b) Two layers

Fig. 5 Grid systems for numerical simulation

Table 3 Simulation conditions for numerical simulation

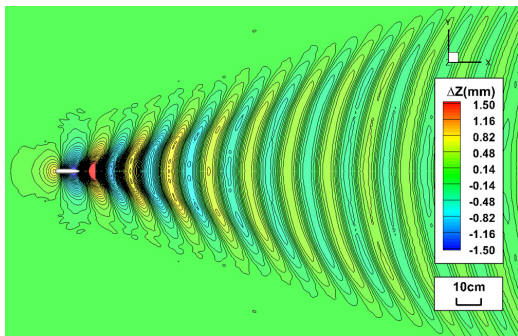
Case	ρ_0 [kg/m ³]	ρ_1 [kg/m ³]	ρ_2 [kg/m ³]	U [m/s]	D [cm]	h_1 [cm]	h_2 [cm]	Fr_1	Fr_2	Fr
1		1000	1000					-		0.2393
2		1000	1025	0.5				0.9994	0.0360	0.2393
3		925	1000					0.9980	0.0632	0.2393
4		1000	1000		4.5	2.5				0.3829
5	1.184	1000	1025	0.8			42	0.9994	0.0360	0.3829
6		925	1000					0.9980	0.0632	0.3829
7		1000	1000							0.2329
8		1000	1025	0.5	7	5		0.9988	0.0482	0.2329
9		925	1000					0.9964	0.0847	0.2329

단일 및 복층 유체에서의 격자계를 Fig. 5에 도시하였고 격자의 크기는 수중운동체로 인해 발생하는 파장과 파고의 크기 및 격자수를 고려하여 $\Delta x=5\text{mm}$, $\Delta y=5\text{mm}$, $\Delta z=0.078125\text{mm}$ 로 설정하였다. 단층 조건의 경우 약 400만개, 복층 조건의 경우 약 653만개의 격자를 사용하였다. Fig. 5에서 볼 수 있듯이 밀도가 변화하는 경계층에 격자를 집중시켜 내부파 및 표면파를 계측할 수 있도록 하였고 Outlet에 1m의 Damping 영역을 설정하여 파의 재반사를 방지하였다.

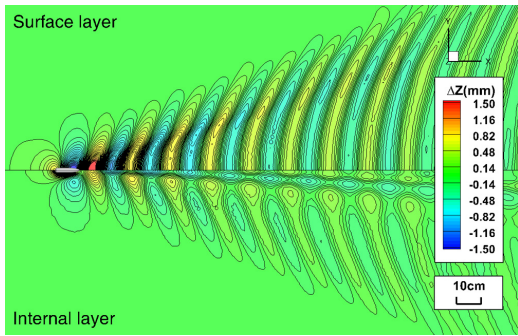
3. 수치해석 결과

3.1 밀도비 및 점성에 따른 변화

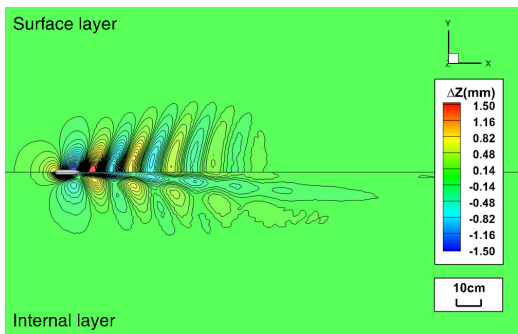
밀도비(ρ_1/ρ_2)에 따른 표면파 및 내부파의 변화를 알아보기 위하여 깊이와 속도가 같을 때 밀도가 다른 조건(Case 1, 2, 3)의 표면파와 내부파의 파형을 비교하여 Fig. 6에 나타내었다. 담수



(a) $\rho_1/\rho_2 = 1$ (Case 1)

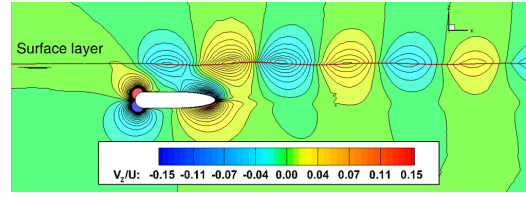


(b) $\rho_1/\rho_2 = 0.976$ (Case 2)

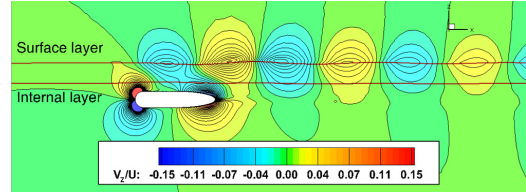


(c) $\rho_1/\rho_2 = 0.925$ (Case 3)

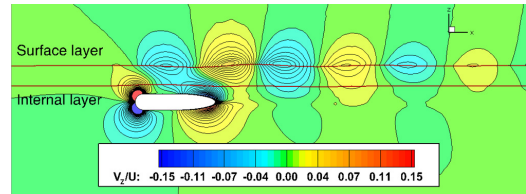
Fig. 6 Contour of surface wave and internal wave according to the density ratio ($U = 0.5 \text{ m/s}$, $h_1 = 2.5 \text{ cm}$)



(a) $\rho_1/\rho_2 = 1$ (Case 1)



(b) $\rho_1/\rho_2 = 0.976$ (Case 2)

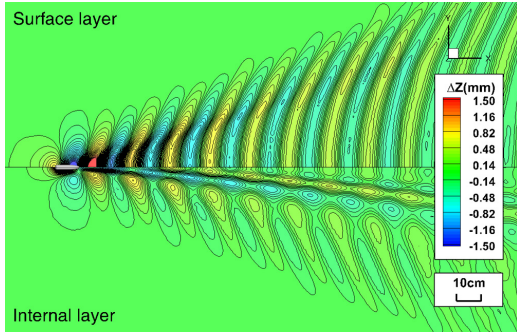


(c) $\rho_1/\rho_2 = 0.925$ (Case 3)

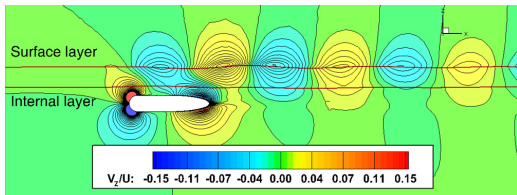
Fig. 7 Contour of z -direction induced velocity according to the density ratio ($U = 0.5 \text{ m/s}$, $h_1 = 2.5 \text{ cm}$)

단일 조건(Case 1)과 담수-해수(Case 2)의 경우 표면파의 파형이 크게 차이 나지 않지만 식물성 기름-담수 조건(Case 3)의 경우에는 파장과 파고는 유사하게 나타나고 전파길이가 짧아진 것을 확인할 수 있다. 또한 내부파의 경우 발산파와 함께 가로파가 발생하였는데 이러한 가로파는 표면파와 주기 및 파장이 같고 유사한 형태를 갖는 것을 알 수 있다. Case 2와 Case 3에서 수중운동체의 프루드수(Fr_1)는 0.2393으로 내부파 모드의 임계 프루드수(Fr_2)보다 크기 때문에 내부파에서 발산파만 나타나야 하지만, 내부파에 표면파와 유사한 형태의 가로파가 발생하였다. 이러한 파형발생의 원인을 분석하기 위하여 Case 1, 2, 3의 z 방향 유기속도를 Fig. 7에 나타내었다. 표면파에 발생한 z 방향 유기속도의 Upwash와 Downwash 영역이 내부파층에 영향을 미치면서 표면파의 파형이 내부파의 파형에 드러나게 되고 그로인해 내부파에 발산파와 가로파가 혼합되어 함께 나타나게 된다. 그리고 밀도비가 작아질수록 수중운동체 상단 z 방향 Downwash 유기속도가 미소하게 강해지는 것을 볼 수 있다. 또한 식물성 기름-담수 조건(Case 3)에서 다른 조건들에 비해 z 방향 유기속도가 후류에서 상대적으로 빠르게 감소하는 것을 볼 수 있는데, 이는 Fig. 6(c)에서 표면파의 전파길이가 짧아진 것과 마찬가지로 식물성 기름의 점성이 표면파 및 내부파에 영향을 미친 것으로 판단된다.

상부유체인 식물성 기름의 점성의 영향을 확인하기 위하여 식물성 기름-담수 조건(Case 3)에서 모든 조건을 동일하게 유지하고 상부유체로 식물성 기름의 밀도와 담수의 점성을 갖는 가상유체를 사용하여 수치해석을 진행하였고, 표면파 및 내부파의 파형과 z 방향 유기속도를 Fig. 8에 나타내었다. Fig. 7과 Fig.



(a) Surface wave and internal wave



(b) z-direction induced velocity

Fig. 8 Contour of surface-internal wave and z-direction induced velocity at virtual fluid with density of vegetable oil and viscosity of fresh water ($U = 0.5 \text{ m/s}$, $h_1 = 2.5 \text{ cm}$)

8(b)를 비교해 보면 밀도비가 작아질수록 z 방향 유기속도가 다소 강해지는 현상을 보이며, Fig. 8과 Fig. 6(c), Fig. 7(c)를 비교했을 때, 점성이 작아지면 수중운동체 상단의 z 방향 유기속도 분포는 유사하지만 표면파 및 내부파의 전파길이가 길어지고 z 방향 유기속도가 하류에서 비교적 느리게 감소한 결과를 보인다. Fig. 8(a)와 Fig. 6(b)의 내부파를 비교하면, 동일한 점성을 가진 경우 밀도차에 의해 내부파의 발산 각도가 증가하게 되고 파고도 증폭되는 경향이 나타났다.

밀도와 점성의 변화에 대한 파고변화를 자세히 보기 위하여 Fig. 9에 수중운동체 중심면($y=0$)에서 담수-담수 조건(Case 1), 담수-해수 조건(Case 2), 식물성 기름-담수 조건(Case 3)과 식물성 기름의 밀도에 청수의 점성을 갖는 가상유체-담수 조건의 표

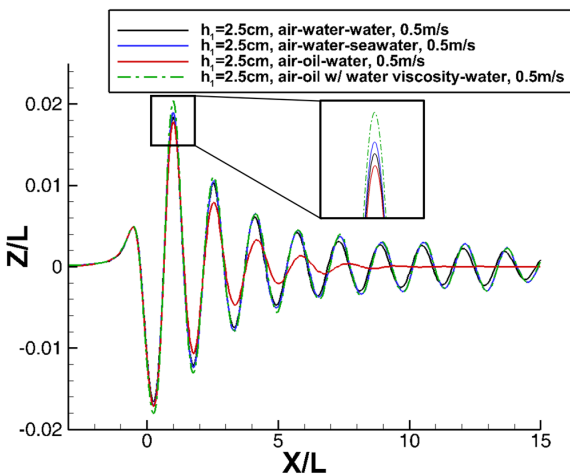


Fig. 9 Comparison of the surface wave elevation according to the density ratio ($U = 0.5 \text{ m/s}$, $h_1 = 2.5 \text{ cm}$, $y = 0 \text{ cm}$)

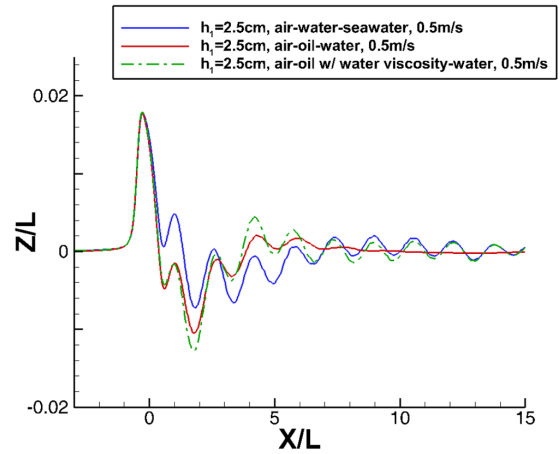


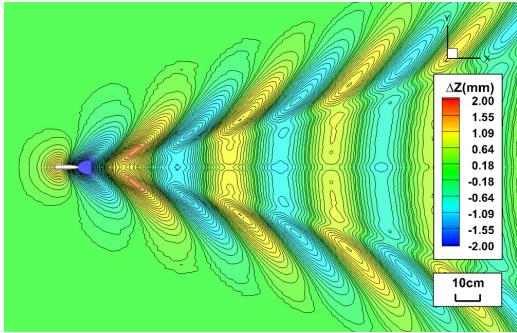
Fig. 10 Comparison of the internal wave elevations ($U = 0.5 \text{ m/s}$, $h_1 = 2.5 \text{ cm}$, $y = 0 \text{ cm}$)

면파 파고 변화를 나타내었다. 표면파의 최대 파고는 가상유체-담수 조건이 가장 크게 나타났으며 담수-해수 조건(Case 2), 담수-담수 조건(Case 1), 식물성 기름-담수 조건(Case 3) 조건 순으로 파고가 크게 발생하였다. 이는 점성 차이가 적은 경우에는 밀도비가 작아질수록 수중운동체 상단의 z 방향 유기속도가 강해지면서 파고변화로 이어진 것을 알 수 있다. 하지만 식물성 기름-담수 조건(Case 3)과 가상유체-담수 유체 조건을 비교해 보았을 때, 동일한 밀도비이지만 점성의 영향으로 식물성 기름-담수 조건(Case 3)에서 가상유체-담수 유체 조건보다 전체적으로 작은 파고가 발생한 것을 알 수 있으며 최대파고는 약 9.8% 감소하였다. 네 조건 모두 동일한 파장의 파가 발생하였고 밀도비가 다르더라도 비슷한 경향으로 파가 소산하지만 식물성 기름-담수 조건(Case 3)의 경우 가상유체-담수 조건에 비해 파가 보다 빠르게 소산되고 약 8L 이후로는 파가 발생하지 않았다.

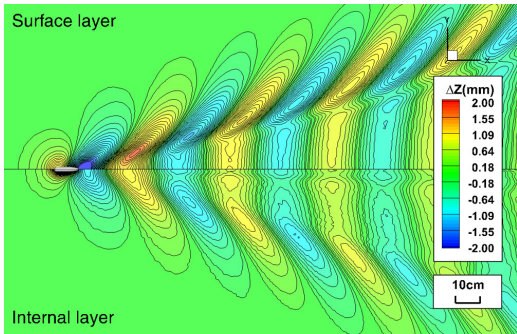
Fig. 10은 수중운동체 중심면($y=0$)에서 담수-해수 조건(Case 2), 식물성 기름-담수 조건(Case 3), 가상유체-담수 조건의 내부파 파고 변화를 나타내었다. 내부파도 표면파와 마찬가지로 점성의 영향으로 인해 식물성 기름-담수 조건(Case 3)에서 가상유체-담수 조건 및 담수-해수 조건(Case 2)과 비교해 파가 상대적으로 빠르게 소산되며 표면파와 마찬가지로 약 8L 이후로는 파가 생기지 않는 것을 확인할 수 있다. 하지만 가상유체-담수 조건을 식물성 기름-담수 조건(Case 3)과 비교해 보았을 때, 8L 전까지는 동일한 밀도에 의해 유사한 파형을 가지지만 점성의 영향으로 인해 파고 차이가 발생하였다. 8L 이후에는 표면파와 내부파의 상호작용으로 인해 발생하는 내부파의 파형 변화는 담수-해수 조건(Case 2)과 유사하게 나타나고 있다. 이러한 결과를 바탕으로 상부유체의 점성이 표면파의 최대 파고 및 전파길이 감소에 영향을 끼치는 것을 알 수 있다.

3.2 속도에 따른 변화

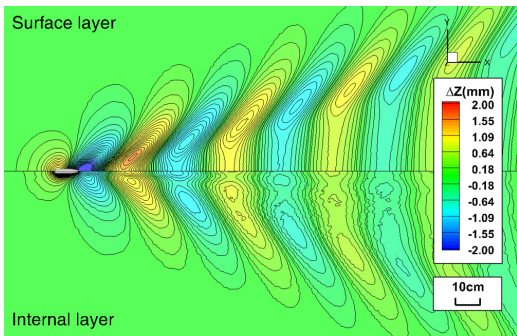
수중운동체의 속도에 따른 표면파 및 내부파의 파형변화를 관찰하기 위하여 Case 1, 2, 3와 같은 조건에서 수중운동체의 속도가 0.8m/s로 빨라진 조건(Case 4, 5, 6)에 대해 수치해석을 진행하였으며 그 결과로 나온 표면파와 내부파의 파형을 Fig. 11에 도시하였다. 수중운동체의 속도가 빨라지게 되면 수중운동



(a) $\rho_1/\rho_2 = 1$ (Case 4)



(b) $\rho_1/\rho_2 = 0.976$ (Case 5)



(c) $\rho_1/\rho_2 = 0.925$ (Case 6)

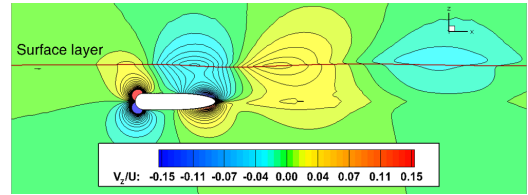
Fig. 11 Contour of surface wave and internal wave according to the density ratio ($U = 0.8$ m/s, $h_1 = 2.5$ cm)

체의 프루드수(Fr)가 표면파 모드에서의 임계 프루드수(Fr_1)에 더 가까워지기 때문에 Case 2, 3에 비하여 내부파에 표면파의 파형이 보다 지배적으로 나타나게 되며 내부파에 발산파가 거의 나타나지 않는다.

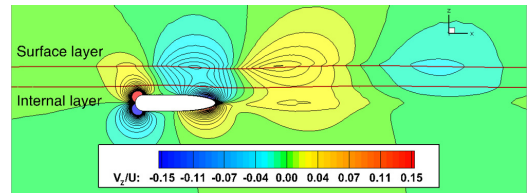
Fig. 12는 Case 4, 5, 6의 z 방향 유기속도 분포를 나타냈는데 수중운동체의 속도가 빨라지게 되면 수중운동체 상단의 Downwash와 Upwash 영역이 크게 넓어지면서 내부파에 표면파의 영향이 상대적으로 커진 것을 볼 수 있다. 또한 수중운동체의 속도가 빠를 경우에는 밀도비가 작아져도 수중운동체 상단 z 방향 유기속도의 세기의 변화는 뚜렷하게 관찰되지 않았다.

Fig. 13에 Case 4, 5, 6의 표면파와 내부파의 파고를 나타내었다. 최대파고는 식물성 기름-담수 조건(Case 6), 담수-해수 조건(Case 5), 담수 단일 조건(Case 4) 순으로 크게 나타났지만 그 차이가 크지 않았다. 수중운동체의 속도가 빨라지게 되면 점성이 크더라도 밀도비가 가장 작은 식물성 기름-담수 조건(Case 6)의

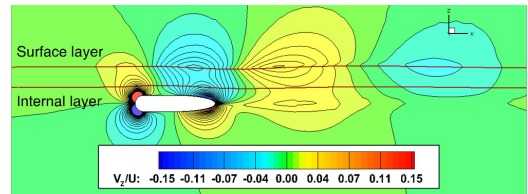
표면파의 최대파고가 가장 크게 나타났고 점성에 의해 발생하던 파의 소산이 비교적 천천히 일어나는 것을 보아 수중운동체의 속도가 빠른 경우에는 점성의 영향이 상대적으로 작아진다고 생각할 수 있다. 내부파는 상대적으로 큰 세기의 z 방향 유기속도 분포로 인해 표면파의 파형이 지배적으로 나타나게 되면서 표면파와 거의 동일한 파고와 파형을 가지게 되었고, 식물성 기름-담수 조건(Case 6)에서 표면파와 내부파 모두 5L 이후부터는 점성의 영향으로 인해 파가 조금씩 소산되는 모습을 보였으나 앞선 조건(Case 1, 2, 3) 보다는 그 정도가 덜한 것을 알 수 있다.



(a) $\rho_1/\rho_2 = 1$ (Case 4)



(b) $\rho_1/\rho_2 = 0.976$ (Case 5)



(c) $\rho_1/\rho_2 = 0.925$ (Case 6)

Fig. 12 Contour of z -direction induced velocity according to the density ratio ($U = 0.8$ m/s, $h_1 = 2.5$ cm)

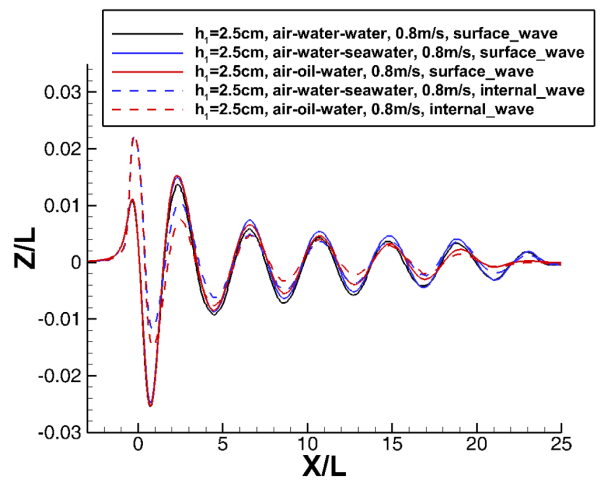


Fig. 13 Comparison of the surface wave and internal wave elevations ($U = 0.8$ m/s, $h_1 = 2.5$ cm, $y = 0$ cm)

3.3 깊이비에 따른 변화

수중운동체의 깊이에 따른 표면파와 내부파의 파형변화를 알아보기 위하여 앞선 조건(Case 1, 2, 3)에 비하여 상부유체의 두께가 두꺼워지면서 수중운동체의 깊이가 깊어진 조건(Case 7, 8, 9)에 대해 수치해석을 수행하였고 결과로 나온 표면파와 내부파를 Fig. 14에 나타내었다. Fig. 14를 보게 되면 앞선 조건(Case 1, 2, 3)과 마찬가지로 담수-해수 조건(Case 8)의 표면파는 담수 단일 조건(Case 7)과 유사하게 나타났으며 식물성 기름-담수 조건(Case 9)의 경우 점성의 영향으로 인해 전파길이 줄어든 것을 볼 수 있다. 하지만 상부유체가 두꺼워짐에 따라서 내부파에 표면파의 영향이 줄어든 모습을 볼 수 있는데 담수-해수 조건(Case 8)의 경우 표면파의 가로파가 내부파에 희미하게 나타난 반면 식물성 기름-담수 조건(Case 9)의 경우 표면파의 가로파가 내부파에 나타나지 않고 내부파층에 발산파만 독립적으로 나타났다.

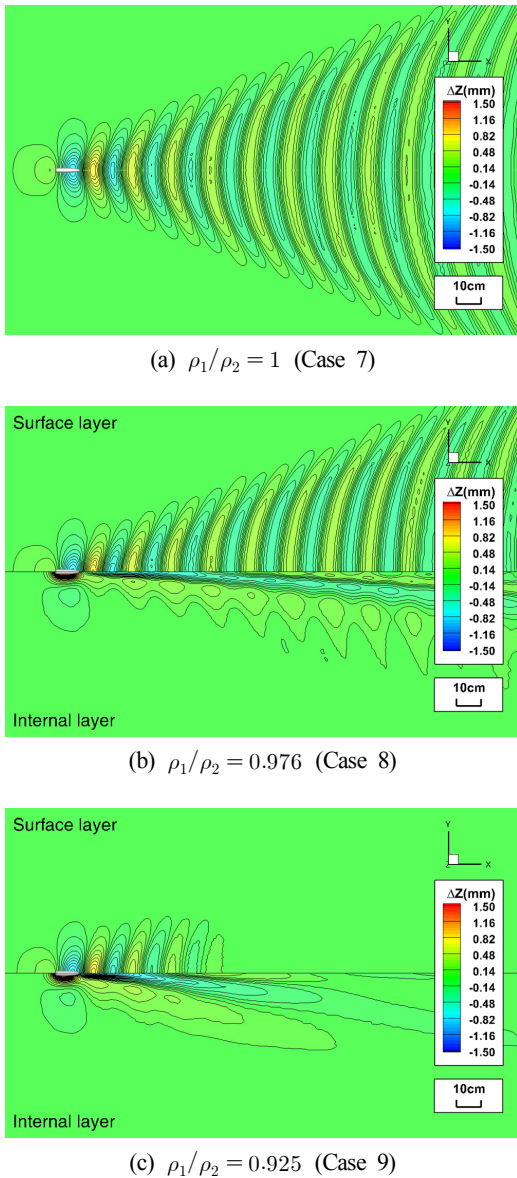


Fig. 14 Contour of surface wave and internal wave according to the density ratio ($U = 0.5 \text{ m/s}$, $h_1 = 5 \text{ cm}$)

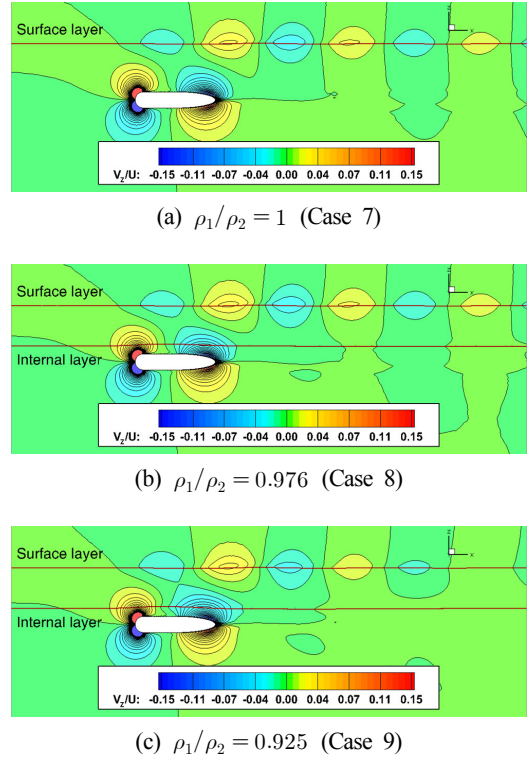


Fig. 15 Contour of z-direction induced velocity according to the density ratio ($U = 0.5 \text{ m/s}$, $h_1 = 5 \text{ cm}$)

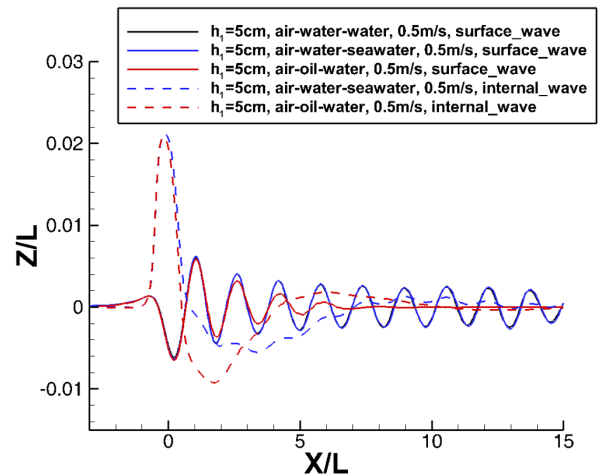


Fig. 16 Comparison of the surface wave and internal wave elevations ($U = 0.5 \text{ m/s}$, $h_1 = 5 \text{ cm}$, $y = 0 \text{ cm}$)

Case 7, 8, 9의 z 방향 유기속도 분포를 나타낸 Fig. 15을 보게 되면, 담수-해수 조건(Case 8)에서는 수중운동체의 후류에서 표면파층의 Downwash가 내부파층에 영향을 미치고 있지만 식물성 기름-담수 조건(Case 9)에서는 z 방향 유기속도가 빠르게 소산되면서 수중운동체 후류에서는 거의 영향을 미치지 못하고 있는 것을 볼 수 있다.

이러한 경향은 표면파와 내부파의 파고를 나타낸 Fig. 16에서도 확인할 수 있는데, 담수 단일 조건(Case 7)과 담수-해수 조건(Case 8)의 경우 표면파가 거의 동일하게 나타났다. 식물성 기름-담수 조건(Case 9)의 경우 다른 조건과 유사한 표면파 파형을 가지고

있으나 빠르게 소산되는 현상을 볼 수 있다. 내부파의 경우 담수해수 조건(Case 8)은 표면파에 의해 내부파에 표면파와 같은 파장을 갖는 작은 파고 변화가 희미하게 발생하였지만 식물성 기름-담수 조건(Case 9)의 경우 표면파에 의한 파고 변화가 발생하지 않고 독립적으로 파가 발생한 모습을 확인할 수 있다.

4. 결 론

본 논문은 향후 이층유체 모형실험에 앞서 성층화된 유체 내에서 수중운동체에 의해 발생한 표면파 및 내부파의 특성에 대해 연구하였다. 또한 성층화된 유체에서 상부 유체로 식물성 기름을 사용하였을 경우 나타날 결과에 대해 살펴보았으며 다음과 같은 결론에 도달하였다.

상하층 유체의 밀도비가 작아질수록 수중운동체 상부 z 방향 유기속도의 세기가 커지게 되고, 그로인해 수중운동체 상부에서 발생하는 표면파의 최대 파고가 커지게 된다. 하지만 수중운동체의 속도가 빨라지거나 상부유체의 두께가 두꺼워지면 상부유체와 하부유체의 밀도차로 인한 z 방향 유기속도의 변화가 작아져 밀도차가 나더라도 표면파의 최대 파고 크기가 크게 차이 나지 않는다.

또한 이층유체 모형실험시 상부유체로 식물성 기름을 사용할 경우 담수의 점성에 약 100배가량 되는 식물성 기름의 점성을 무시할 수 없다. 식물성 기름-담수 조건으로 모형실험을 수행할 경우 점성의 영향으로 인해 담수-해수 조건에 비해 최대파고 및 전파길이가 짧아지고 상부유체의 깊이가 깊어졌을 때 상대적으로 표면파와 내부파의 상호작용이 약화될 수 있다. 하지만 점성으로 인해 전파길이가 짧아지더라도 상부유체의 깊이가 깊지 않은 조건에서는 표면파와 내부파의 상호작용을 충분히 묘사할 수 있을 것으로 판단된다.

본 연구를 바탕으로 공기-식물성 기름-담수로 구성된 성층화된 이층 유체 내에서의 내부파와 표면파의 상호작용을 파악하기 위한 모형실험을 수행할 때, 수중운동체의 속도가 빠를 경우 점성에 의한 효과는 감소하지만 표면파의 영향이 내부파에 강하게 작용하여 내부파의 파형이 표면파와 동일하게 나타나게 되고, 표면파에서는 내부파의 특성이 나타나지 않을 수 있기 때문에 이층유체의 특성을 포착하기 어려울 수 있다. 반면에 상부유체의 깊이가 깊을 경우 식물성 기름의 점성으로 인해 서로 독립적인 파형이 발생할 수도 있다. 따라서 이러한 결과를 바탕으로 수중운동체의 속도 및 상부유체의 두께를 주의 깊게 선정해야 한다.

후 기

본 연구는 국방과학연구소의 위탁연구(UD170021DD) 및 산업통상자원부 ‘산업전문인력역량강화사업(2018년 한-영 해양플랜트 글로벌 전문인력 양성사업, 과제번호 : N0001287)’의 지원을 받아 수행된 연구임.

References

- Duncan, J.H., 1983. The Breaking and Non-breaking Wave Resistance of a Two-dimensional Hydrofoil. *Journal of fluid mechanics*, 126, 507-520. <https://doi.org/10.1017/S0022112083000294>
- Kim, H.R., Ahn, S.Y., Kim, H., 2001. Observation of Highly Nonlinear Internal Solutions Generated by Near-internal Waves off the East Coast of Korea. *Geophysical Research Letters*, 28(16), 3191-3194. <https://doi.org/10.1029/2001GL013130>
- Ko, D.H., Cho, Y.W., Choi, W.Y., 2013. A Laboratory Observation of Surface-and Internal Waves in Two-layered Fluids. *The Conference Proceeding of the Korean Society of Mechanical Engineering*, 389-392.
- Koo, W.C., Kim, M.G., 2009. Numerical Analysis of Internal Waves in Two-layer Fluids by a Two-domain Boundary Element Method. *Journal of Ocean Engineering and Technology*, 23(4), 6-11.
- Lee, W.D., Hur, D.S., 2014. Development of 3-D Hydrodynamical Model for Understanding Numerical Analysis of Density Current Due to Salinity and Temperature and Its Verification. *Journal of the Korean Society of Civil Engineering*, 34(3), 859-871. <https://doi.org/10.12652/Ksce.2014.34.3.0859>
- Lee, W.D., Hur, D.S., 2016. Characteristics of Surface and Internal Wave Propagation through Density Stratification. *Journal of the Korean Society of Civil Engineering*, 36(5), 819-830. <https://doi.org/10.12652/Ksce.2016.36.5.0819>
- Robey, H.F., 1997. The Generation of Internal Waves by a Towed Sphere and Its Wake in a Thermocline. *Physics Fluids*, 9(11), 3353-3367. <https://doi.org/10.1063/1.869448>
- Yeung, R.W., Nguyen, T.C., 1999. Waves Generated by a Moving Source in a Two-layer Ocean of Finite Depth. *Journal of Engineering Mathematics*, 35(1-2), 85-107. <https://doi.org/10.1023/A:1004399917692>

Flow and Scour Analysis Around Monopole of Fixed Offshore Platform Using Method that Couples Computational Fluid Dynamics and Discrete Element Method

Seongjin Song¹*, Wooyoung Jeon¹* and Sunho Park¹*

¹Department of Ocean Engineering, Korea Maritime and Ocean University, Busan, Korea

CFD-DEM 연계기법을 활용한 고정식 해양구조물의 모노파일 주위 유동 및 세굴해석

송성진¹* · 전우영¹* · 박선호¹*

*한국해양대학교 해양공학과

KEY WORDS: Sediment transport 표사 이동, Scour 세굴, Computational fluid dynamics 전산유체역학, Discrete element method 이산요소법, Monopole foundation 모노파일 기초

ABSTRACT: When an offshore foundation is exposed to waves and currents, local scour could develop around a pile and even lead to structural failure. Therefore, understanding and predicting the scour due to sediment transport around foundations are important in the engineering design. In this study, the flow and scour around a monopole foundation exposed to a current were investigated using a method that coupled the computational fluid dynamics (CFD) and discrete element method (DEM). The open source computation fluid dynamics library OpenFOAM and a sediment transport library were coupled in the OpenFOAM platform. The incipient motion of the particle was validated. The flow fields and sediment transport around the monopole were simulated. The scour depth development was simulated and compared with existing experimental data. For the upstream scour hole, the equilibrium scour depth could be reproduced qualitatively, and it was underestimated by about 23%.

1. 서 론

수심 60m 이하에 조성된 대부분의 해상풍력발전 단지는 고정식 구조물로 설치되어 있다. 이러한 고정식 해양구조물은 구조적 안정성과 비용적인 이유로 주로 근해에 설치되어 수명 기간 동안 한 곳에서 운용된다. 따라서 고정식 해상풍력발전기의 설계 시 상부구조물의 하중을 안정적으로 지지할 수 있는 해상기초구조물의 설치가 중요하게 작용한다. 고정식 해상풍력발전기는 해저 지반과 해양 환경에 따라 여러 가지 설계요소를 고려해야 한다. 그 중 세굴에 의한 침식 현상은 유체 흐름과 구조물의 상호작용으로 기초구조물 주위의 해저 입자가 유실되는 현상으로 정의할 수 있다. 세굴에 의한 침식은 터빈에 작용하는 큰 전복 모멘트를 견뎌야 하는 구조물의 안정성을 저하시키는 원인이며, 이에 관한 연구가 매우 중요하다. 고정식 해상풍력발

전기는 운용 기간이 점차 증가함에 따라 관련 세굴 문제에 대한 연구가 지속적으로 진행되고 있다(Whitehouse, 1998; Sumer and Fredsoe, 2002). 특히, 고정식 해상구조물의 기초 중 가장 단순한 형태인 모노파일 주위에서 발생하는 세굴 현상에 대한 실험 및 수치적 연구가 주로 수행돼 왔다(Dargahi, 1989; Pang et al., 2016). 수치적 연구로는 전산유체역학(Computational fluid dynamics, CFD)을 사용하여 구조물과 유체 흐름의 상호작용으로 발생하는 바다 전단 응력계수를 통해 세굴의 정도를 추정하는 방법이 있다(Park et al., 2017). 하지만 이는 해저를 구성하는 토양의 영향을 현실적으로 충분히 고려하지 못한다. 다음으로 Baykal et al.(2017)은 표사 이동 모델(Sediment transport model)을 적용한 형태학적 모델(Morphological model)과 전산유체역학을 결합하여 해저 지반의 형태학적 특성을 고려하였다. 형태학적 모델을 이용한 세굴의 예측은 정도 높은 결과를 나타내지만 유

Received 29 March 2019, revised 10 May 2019, accepted 13 June 2019

Corresponding author Sunho Park: +82-51-410-4329, spark@kmou.ac.kr ORCID: https://orcid.org/0000-0002-0388-2198

It is noted that this paper is revised edition based on proceedings of KOSMEE 2018 in Yeosu and ISOPE 2019 in Hawaii.

© 2019, The Korean Society of Ocean Engineers

This is an open access article distributed under the terms of the creative commons attribution non-commercial license (<http://creativecommons.org/licenses/by-nc/3.0>) which permits unrestricted non-commercial use, distribution, and reproduction in any medium, provided the original work is properly cited.

체 흐름에 의한 영향을 단방향으로 고려하기 때문에 해저 지반의 동적 특성을 전산유체해석에 반영하는데 어려움이 있다. 유체와 지반의 상호작용을 고려하는 방법으로 이산요소법(Discrete element method, DEM)이 사용된다. 이산요소법에서 입자의 거동은 입자들 간의 미소한 크기의 접촉을 허용하여 발생하는 반발력에 의해 계산된다. 이러한 방법은 입자의 정확한 거동을 해석할 수 있을 뿐만 아니라 간단한 충돌 모델을 이용한 많은 양의 입자를 처리할 수 있는 장점이 있다. 따라서 유체 흐름에 의한 입자의 거동을 고려하기 위해 이산요소법과 전산유체해석을 동시에 고려하는 CFD-DEM 연계기법이 필요하다. CFD-DEM 연계기법은 입자에 작용하는 유체의 영향과 유체에 작용하는 입자의 영향을 양방향으로 고려할 수 있다는 특징이 있다. 최근에는 CFD-DEM 연계기법을 이용한 표사 이동 해석 연구가 진행되어 오고 있다(Schmeeckle, 2014; Sun and Xiao, 2016).

Hur and Jeon(2011)이 LES(Large eddy simulation) 수치모델 이용한 전산유체해석과 이산요소법(Cundal and Strack, 1979)을 결합하여 불투과 잠재 전면의 세굴 및 퇴적 현상을 모의하였다. Li and Tao(2018)는 CFD-DEM 연계기법을 이용하여 길쭉한 모양의 교각 주변에서 발생하는 정적 국부 세굴을 해석하였고, Yang et al.(2018)는 해저파이프라인 주변 2차원 세굴 특성을 해석하였다. CFD-DEM 연계기법을 이용한 연구는 활발하나 해저 지반을 구성하는 엄청난 양의 개별 입자에 따른 계산 부하를 줄이기 위한 연구와 구조물 주위에서 교란된 유체 흐름에 의한 입자의 거동 및 침식 현상에 대한 연구는 아직 부족한 실정이다.

따라서, 본 연구에서는 CFD-DEM 연계기법을 이용하여 모노 파일 주위의 입자 거동과 유체 흐름을 해석하였다. 수치해석을 위해 소스코드가 공개되어 있는 라이브러리를 사용하였다. 입자 해석인 DEM을 위해 LIGGGHTS(LAMMPS improved for general granular and granular heat transfer simulations)과 CFD해석을 위한 OpenFOAM이 사용되었다(Goniva et al., 2012).

2. 수치 모델링

2.1 이산요소법(Discrete element method)

이산요소법의 기본 개념은 Cundal and Strack(1979)에 의해 제시되었다. 입자 간의 충돌은 Linear spring-dashpot 모델로 단순화하였고, 개별 입자의 운동은 뉴턴 제2법칙으로 나타낼 수 있다. 입자의 병진 운동과 회전 운동에 대한 지배 방정식은 식 (1)-(2)와 같다.

$$m_p \frac{du_p}{dt} = \sum f_{p,p} + \sum f_{p,w} + m_p g + f_{p,f} \quad (1)$$

$$I_p \frac{dw_p}{dt} = T_p + T_{p,f} \quad (2)$$

여기서, 아래 첨자 p 는 개별 입자를 나타낸다. 식 (1)은 입자의 병진 운동을 나타내며, 우변의 첫 번째 항부터 $f_{p,p}$, $f_{p,w}$, $m_p g$ 그리고 $f_{p,f}$ 는 입자 간 작용하는 힘, 입자-벽의 충돌에 의한 힘, 중력 그리고 유체-입자 상호작용 힘을 의미한다. 유체-입자 상호작용으로 항력과 압력차에 의한 힘(Pressure gradient force) 그리고 점성력을 고려하였다. 항력 모델로는 Koch and Hill(2001)

이 사용되었다. 식 (2)는 입자의 회전 운동을 나타내며, 입자 간의 충돌에 의한 토크와 유체력에 의한 회전력 즉, 구름 마찰력으로 나타낼 수 있다(Kloss et al., 2012).

2.2 전산유체역학(Computational fluid dynamics)

유체 영역의 해석은 비압축성 유체의 국소 평균화된 질량 보존 방정식과 모멘텀 보존 방정식(Anderson and Jackson, 1967)을 사용하였으며, 입자의 움직임에 따라 변하는 셀의 유체밀도는 국소 평균화된 유체 영역의 부피분을 이용하여 고려하였다. 지배방정식은 식 (3)-(4)와 같이 나타낸다.

$$\frac{\partial \alpha_f}{\partial t} + \nabla \cdot (\alpha_f u_f) = 0 \quad (3)$$

$$\frac{\partial \alpha_f u_f}{\partial t} + \nabla \cdot (\alpha_f u_f u_f) = -\alpha_f \nabla \frac{p}{\rho_f} + R_{f,p} + \nabla \cdot (\alpha_f \tau_f) \quad (4)$$

여기서, 아래 첨자 f 는 유체 영역을 나타낸다. ρ_f 는 유체의 밀도, α_f 는 유체 영역의 부피분율, u_f 와 p 는 유체 속도와 압력을 각각 나타낸다. τ_f 는 점성 응력항을 나타내며 $R_{f,p}$ 는 유체-입자 간의 운동량을 나타낸다. α_f , τ_f 그리고 $R_{f,p}$ 는 각각 식 (5)-(7)과 같이 나타낼 수 있다.

$$\alpha_f = 1 - \sum_{k=1}^{N_p} \frac{V_{p,k}}{V_c} \quad (5)$$

$$\tau_f = \nu_f (\nabla u_f + (\nabla u_f)^T) - \frac{2}{3} \nu_f (\nabla \cdot u_f) I \quad (6)$$

$$R_{f,p} = K_{f,p} (u_f - \langle u_p \rangle) \quad (7)$$

$$K_{f,p} = - \frac{|\sum F_{p,f}|}{V_{cell} |u_f - \langle u_p \rangle|} \quad (8)$$

여기서, 식 (5)의 V_c 와 $V_{p,k}$ 는 셀의 부피와 셀에 위치한 k 번째 입자의 부피를 각각 나타낸다. N_p 는 셀에 위치한 입자 수를 나타낸다. 식 (6)의 ν_f 는 유체 동점성계수이고, I 는 단위 텐서를 나타낸다. 식 (7)의 $K_{f,p}$ 는 유체-입자 상호작용 계수이고, $\langle u_p \rangle$ 는 셀 중심에서의 입자 속도를 나타낸다. 유체-입자 상호작용 계수는 식 (8)과 같이 나타낼 수 있다. 여기서, V_{cell} 은 셀의 부피이며, $F_{p,f}$ 는 입자에 작용하는 유체력을 의미한다. 입자에 작용하는 유체력은 항력과 점성력 그리고 부력을 고려하였다. 부력은 입자에 작용하는 압력 차이에 의한 힘으로 나타내었다. 따라서 각 셀에 위치한 입자들이 받는 유체력의 합을 계산하여 유체-입자 간 상호작용을 고려할 수 있다. 입자가 받는 유체력은 항력이 가장 지배적이며 Koch and Hill (2001)이 제시한 항력 모델을 이용하여 계산한다. Koch and Hill (2001)에 근거한 항력 관계는 식 (9)와 (10)에 나타낸다. 여기서, Re_p 는 입자에 대한 레이놀즈수를 의미하고 $Re_p = (\alpha_f \rho_f |u_f - u_p| d_p) / \mu_f$ 으로 정의된다. 또한, α_p 는 셀에서 입자가 차지하는 부피비를 의미하며 $\alpha_p = 1 - \alpha_f$ 로 나타낼 수 있다. $F_0(\alpha_p)$ 는 α_p 의 기준 값(0.4)에 따라 식 (11)-(12)와 같이 정의된다.

$$F_D = \frac{V_p \beta}{\alpha_p} (u_f - u_p) \quad (9)$$

$$\beta = \frac{18\mu_f \alpha_p \alpha_f^2}{d_p^2} (F_0(\alpha_p) + 0.5F_3(\alpha_p) Re_p) \quad (10)$$

$$F_0(\alpha_p) = \frac{1 + 3\sqrt{0.5\alpha_p} + (135/64)\alpha_p \ln(\alpha_p) + 16.14\alpha_p}{1 + 0.681\alpha_p - 8.48\alpha_p^2 + 8.16\alpha_p^3} \quad (11)$$

for $\alpha_p < 0.4$

$$F_0(\alpha_p) = \frac{10\alpha_p}{(1 - \alpha_p)^3} \quad \text{for } \alpha_p \geq 0.4 \quad (12)$$

$F_3(\alpha_p)$ 는 식 (13)과 같이 정의된다.

$$F_3(\alpha_p) = 0.0673 + 0.212\alpha_p + \frac{0.0232}{(1 - \alpha_p)^5} \quad (13)$$

개별 입자에 작용하는 항력은 입자 중심에서의 상대 속도를 이용한다. 이때, 유체 속도는 각 셀에서 산정한 유체 속도를 대입하거나 입자 중심으로 보간(Interpolation)하여 개별 입자의 위치에 따라 유체력을 산정한다. 본 연구에서는 각 셀에서 산정한 유체 속도를 입자 중심으로 보간하여 유체력을 적용하였다.

3. 수치 해석 방법

3.1 CFD-DEM 연계기법

본 연구에서 사용되는 CFD-DEM 알고리즘은 전산유체해석을

위한 격자 크기가 이산요소법에서 계산하는 입자의 크기보다 큰 특징을 가지고 있다. 이는 다량으로 밀집해있는 입자를 해석하는 데 있어서 계산 비용과 정확도 측면에서 효율적이다. Fig. 1은 CFD-DEM 알고리즘의 계산 순서를 나타낸다. 먼저, 이산요소해석 솔버(Solver)에서 초기화된 정보를 바탕으로 입자들의 위치, 속도 정보 등을 계산하여 전산유체해석 솔버로 넘겨준다. 전산유체해석 솔버에서는 각 격자 셀에 위치한 입자의 중심 좌표를 바탕으로 각 셀에서 입자가 차지하는 부피비(α_p)를 계산한다. 이때 개별 입자들의 속도는 해당 셀에서 차지하는 부피비만큼 가중되어 계산되고, 이를 평균하여 셀 중심에서 속도 값($\langle u_p \rangle$)을 구한다. 셀 중심에서의 상대 속도($u_f - \langle u_p \rangle$)와 개별 입자가 셀에서 차지하는 부피비만큼 가중하여 개별 입자에 작용하는 유체력을 이산요소해석 솔버로 넘겨준다. 이는 이산요소해석 솔버에서 다음 시간 간격에서의 입자 거동을 해석하기 위해 저장된다. 계산된 입자 속도(u_p)와 상호작용 계수($K_{f,p}$) 그리고 이전 단계에서의 유체 속도(u_f)를 바탕으로 전산유체해석 솔버의 운동량 방정식을 계산하여 유체 흐름을 계산한다. 위의 과정들이 최종 계산 시간에 도달할 때까지 반복된다.

3.2 계산영역, 경계조건과 격자 생성

Fig. 2는 CFD-DEM 연계 해석이 적용되는 계산영역의 크기, 경계조건 그리고 격자를 보여준다. 전체 계산영역은 직사각형 형태이며 해저 지반에 해당하는 영역을 확장하여 구성하였다. 계산영역 전체 길이는 17D이며, 모노파일 중심에서 입구면 쪽으로 7D, 출구면 쪽으로 10D로 설정하였다. 모노파일로부터 측면 경계면까지의 폭은 7D, 해저 지반 표면 정상경계면 사이의 거리, 즉 수심은 4D로 계산하였다. 여기서 D는 모노파일 직경을 의미한다. 입구 경계면에 속도, 난류는 Dirichlet 조건, 압력은

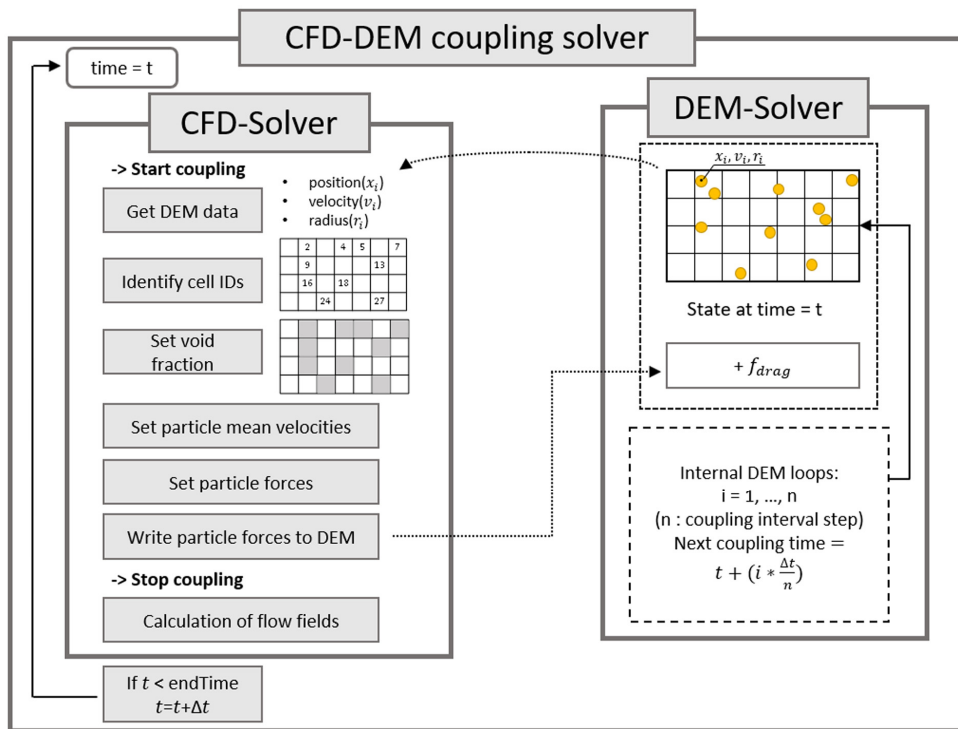


Fig. 1 CFD-DEM coupling algorithm

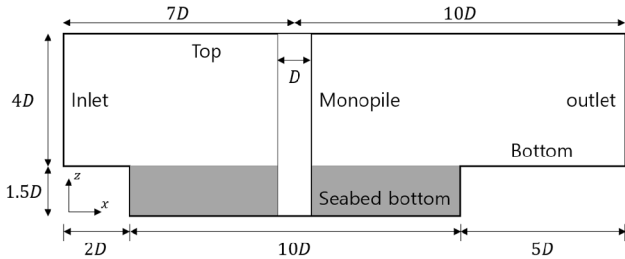


Fig. 2 Domain size, boundary conditions and mesh for CFD solver

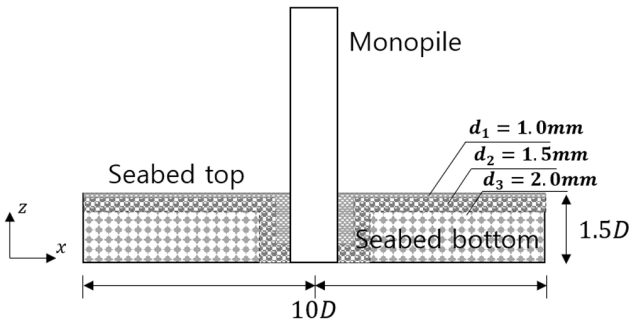


Fig. 3 Particle distribution and domain size for DEM solver

Neumann 조건을 설정하였다. 이와 반대로, 출구 경계면에서는 속도, 난류는 Neumann 조건, 압력은 Dirichlet 조건으로 설정하였다. 모노파일 중심으로 물리현상을 대칭으로 가정하고 절반만 해석하였다. 중앙 단면은 Symmetry 조건을 설정하였고 모노파일 표면은 No-slip 조건으로 고려하였다.

이산요소해석을 위한 개별 입자의 초기 분포와 계산영역의 크기는 Fig. 3에 나타난다. 해저 지반을 구성하는 계산영역의 길이는 10D로 설정하였고, 모노파일 중심으로부터 입구 방향과 출구 방향의 길이는 5D로 같다. 또한 벽면 효과를 최소화하기 위해 해저 지반의 폭과 깊이는 각각 5D, 1.5D로 계산하였다. 계산영역의 경계면은 입자와 상호작용하지 않고 고정된 벽면 조건을 설정하여 유체 흐름에 의해 움직이는 입자의 손실을 방지하였다. 해저 지반을 구성하는 입자는 구 모양으로 나타내었고, 입자 크기는 3가지로 분포하였다. 해저 지반 표면과 모노파일에 의해 교란된 유체 흐름이 지배적인 영역에는 1mm(d_1)과 1.5mm(d_2) 크기의 입자를 차례로 분포하고, 교란된 흐름과의 상호작용이 미미한 영역에는 2mm(d_3)로 분포하였다. 격자 생성은 OpenFOAM이 제공하는 자동 격자 생성 유틸리티인 BlockMesh와 SnappyHexMesh를 이용하여 비정렬 격자로 격자를 생성하였다. 유체 흐름과 해저 지반의 상호작용을 정확히 고려하기 위해 해저 지반 표면과 모노파일 주위에 상대적으로 격자를 밀집시켰다. 가장 작은 입자(d_1)가 분포되어 있는 영역의 격자 크기를 입자(d_1)의 약 3배로 설정하였고 이는 많은 수치 해석 결과로부터 검증된 범위 [2d, 4d]에 해당한다(Xu et al., 2018). 여기서 d는 평균 입자 크기를 의미한다.

4. 해석 결과 및 고찰

4.1 계산 조건

본 연구는 CFD-DEM 연계기법을 이용한 모노파일 주위 모래 입자의 거동과 세굴 현상에 대한 연구이다. 표사 이동을 구현하

기 위해 입자의 초기 운동을 검증하였다. 세굴에 대한 수치해석 결과는 Roulund et al.(2005)의 실험 결과와 비교하였다. Fig. 4는 해석에 사용되는 문제와 주요 변수를 나타낸다. 수심(h)과 경계층 두께(δ)는 각각 4D와 2D이다. 본 연구에서는 모노파일 직경을 실험 조건(0.1m) 보다 작은 0.04m로 설정하였고, 수심 평균 유속(Mean flow velocity)은 1.15m/s이다. 모노파일 직경을 기준으로 레이놀즈수(Re_D)와 경계층 두께 기준 레이놀즈수(Re_δ)는 각각 $Re_D = 4.6 \times 10^4$, $Re_\delta = 9.2 \times 10^4$ 에 해당하며, 이는 Roulund et al. (2005)의 조건과 동일하다. Roulund et al.(2005)의 모노파일 중심에서의 속도 분포를 재현하기 위해 입구 경계면에 로그형 속도 분포를 초기조건으로 설정하였다. 파랑의 영향은 고려하지 않았다. 해저 지반을 구성하는 모래 입자는 모노파일 주위에 분포한다. 개별 입자로 모델링한 모래 입자는 해저 지반을 투과성 지반으로 나타낼 수 있고, 투과성 지반 내의 유동은 CFD-DEM 연계기법의 양방향 연성을 통해 CFD로 해석한다. Table 1은 입자 정보와 계산 조건을 나타낸다. 모래 입자의 밀도는 $2,650\text{kg/m}^3$ 이다. 본 연구에서 사용된 가장 작은 입자 크기는 1mm이며, 이는 실험에서 사용된 평균 입자 크기($d_{50} = 0.26\text{mm}$)보다 크다. 전체 입자 수는 약 130만 개가 사용되었다. CFD-DEM 연계기법은 전산유체해석 시간 간격이 이산요소해석 시간 간격보다 큰 특징을 가지고 있다. 전산유체해석과 이산요소해석 시간 간격은 각각

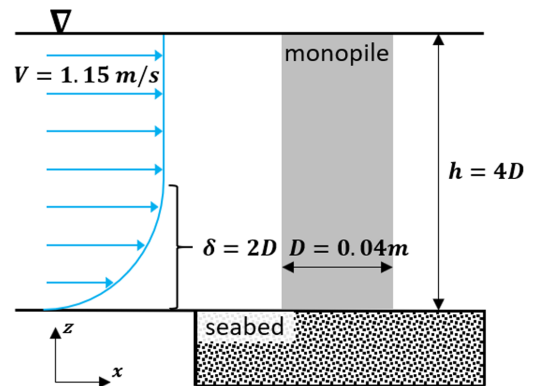


Fig. 4 Problem description

Table 1 Summary of Simulation Parameters

Spherical particles	
Number of particles	1,300,000
Diameter [mm]	present
	1, 1.5, 2
Roulund et al.(2005)	0.26
Density [kg/m ³]	2,650
Poisson's ratio	0.35
Young's modulus [N/m ²]	5×10^6
Coefficient of friction	0.6
Computation condition	
CFD time step [s]	5×10^{-4}
DEM time step [s]	5×10^{-6}
CFD-DEM coupling step	100

5×10^{-4} s, 5×10^{-6} s이다. 이는 이산요소해석 계산 간격의 100번째마다 전산유체해석과 이산요소해석 연계가 이루어진다는 것을 의미한다. 즉, 입자에 작용하는 유체력은 전산유체해석 시간 간격마다 이산요소해석 솔버로 한 번만 전달되고, 이산요소해석 솔버에서 입자의 운동을 100번 계산하여 전산유체해석 솔버로 입자 정보를 전달한다.

4.2 입자 초기 운동(Incipient motion of the particle) 검증

표사 이동을 구현하기 위해 토사 입자의 초기 운동에 대한 검증을 수행하였다. 토사의 초기 운동은 입자에 작용하는 유체력이 입자의 수중 무게와 입자 간의 저항력의 합보다 클 때 발생한다. 입자 초기 운동의 판단은 임계치를 정의하는 변수에 따라 두 가지로 접근할 수 있다. 입자에 작용하는 유체 속도와 전단력으로 나뉜다. 본 연구에서는 입자의 초기 운동 검증을 위해 임계치 속도를 사용하였다. 지름 1mm인 입자가 길이 $4D$, 폭 $1D$, 깊이 $0.25D$ 인 계산영역에 조밀하게 분포되어 있다. 유체는 높이 $4D$ 의 입구 경계면에서 로그형 속도 분포로 유입되며, 식 (14)와 같이 표현된다.

$$\frac{u}{U_f} = \frac{1}{\kappa} \ln\left(30 \frac{z}{k_s}\right) \tag{14}$$

여기서, z 는 해저 지반 표면으로부터 수직 거리를 의미하고, 등가거칠기(Nikuradse's equivalent sand roughness)인 k_s 는 $2.5d_p$ 로 나타내었고, κ 는 von Karman 상수를 의미한다. U_f 는 마찰 속도를 의미하고 $U_f = \kappa U_\infty / \ln(30\delta/k_s)$ 으로 정의된다(Trygland, 2015). 여기서 U_∞ 는 유입 속도, δ 는 경계층 두께를 의미한다.

본 연구에서 사용한 CFD-DEM 연계기법은 입자 표면에 작용하는 유체력을 직접 계산하지 않고 셀 안에 위치한 입자들의 중심에서의 값들을 평균하여 셀 중심에서 유체력을 산정한다.

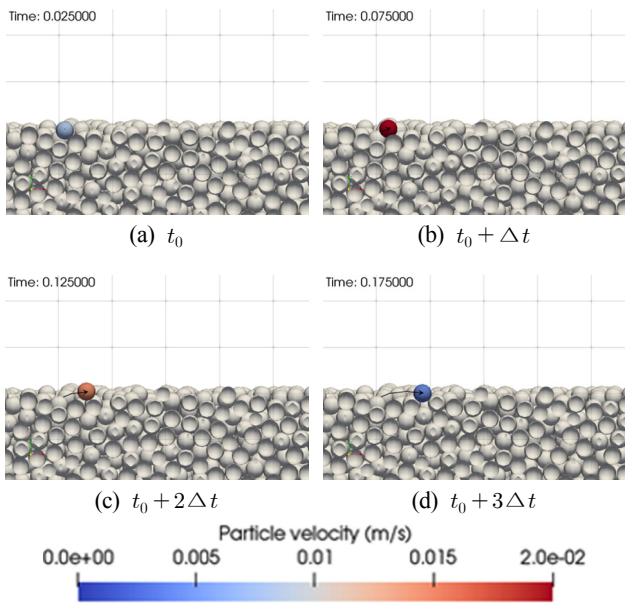


Fig. 5 Snapshots of particle locations during the incipient motion of a particle

따라서 초기조건은 입자 표면 거칠기를 고려한 속도 분포를 사용하였지만 입자 중심에서 작용하는 유체력을 계산하여 입자의 초기 운동을 판단하였다. 입자의 초기 움직임에 대한 검증을 위해 유입 속도와 임계치 속도의 비(V/V_c)를 계산하였다. 여기에서 V_c 는 깊이 방향으로 속도 분포를 평균한 값을 의미한다. Fig. 5(a)는 유체력이 입자에 작용하기 시작하며, Fig. 5(b)에서 유체력이 입자 저항력보다 커지면서 입자의 움직임이 발생한다. Fig. 5(c)와 Fig. 5(d)는 입자의 움직임을 연속적으로 보여준다(Ali and Dey, 2017). 유입 속도를 일정한 간격으로 증가하면서 입자들이 움직이기 시작하는 것을 확인하였고, 시간적인 이해를 돕기 위해 특정 입자의 초기 움직임만 활성화하여 시간 변화에 따른 속도를 Fig. 5에 나타내었다. 입자에 작용하는 유체의 속도가 0.02m/s가 되었을 때 입자의 초기 움직임이 발생하였다. 이때의 모노파일 유입되는 평균 속도는 0.92m/s이고, 이를 통해 유입 속도와 임계치 속도의 비(V/V_c)가 1.25로 계산되었다. 이는 Roulund et al.(2005)가 제시한 유입 속도와 임계치 속도의 비(V/V_c)인 1.25와 동일한 것을 확인하였다. 또한 부유한 토사가 다시 퇴적하고 이동하는 과정에서 침강 속도(Settling velocity)는 매우 중요한 영향을 미치며, 침강 속도에 따라 부유 및 퇴적의 경향과 정도가 결정된다(Lim and Son, 2016). 본 연구에서는 입자에 작용하는 유체력의 합력에 의해 침강 속도가 결정된다.

4.3 모노파일 주위 유체 흐름과 표사 이동

모노파일 주위의 교란된 유체 흐름에 의해 입자는 후류 방향으로 이동하고 지반은 침식된다. 침식된 해저 지반은 유체 흐름에 영향을 주며 상호작용을 일으킨다. 이러한 일련의 세굴 발생 과정은 해석 결과에서 확인할 수 있다. Fig. 6은 해저 지반 정상에서 $z/D=0.25$ 만큼 떨어진 단면에서의 진행 방향 속도 분포를 시간에 따라 나타낸다. 가속된 유체 영역에서 해저 입자는 침식되고 후류 방향으로 이동할 것을 예측할 수 있다. 또한 모노파일 뒤로 입자들이 퇴적되면서 유체 흐름에 영향을 주는 것을 확인할 수 있다. 이러한 상호작용은 Park et al.(2017)에서는 예측하기 힘든 부분이다. 세굴의 깊이에 가장 영향을 주는 요소는 모노파일을 타고 내려오는 하강류(Down flow)이다. Fig. 7은 $z/D=0.25$ 만큼 떨어진 단면에서의 수직 방향으로의 속도 분포를 시간에 따라 나타낸다. 시간 흐름에 따라 커지는 하강류의

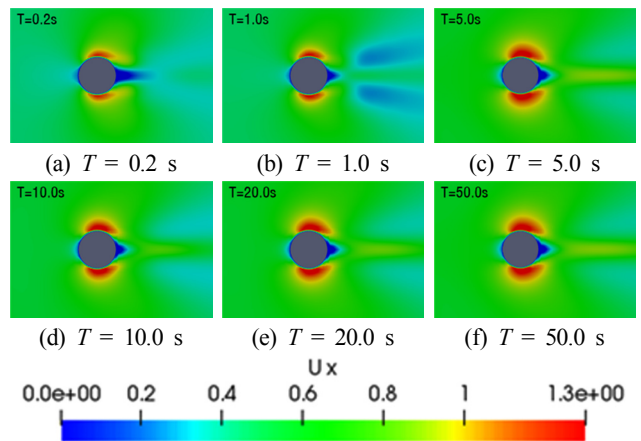


Fig. 6 X-direction velocity contours at $z/D=0.25$

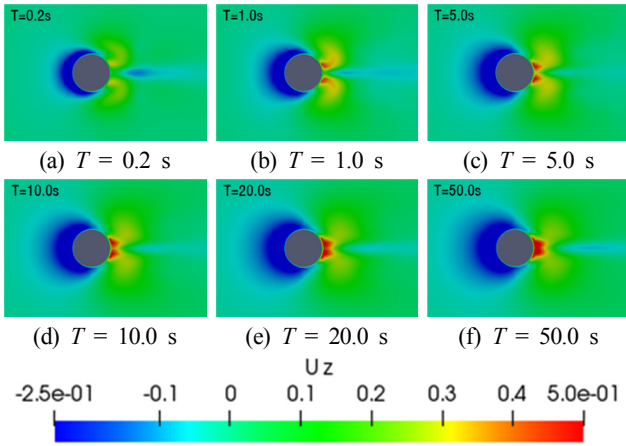


Fig. 7 Z-direction velocity contours at $z/D = 0.25$

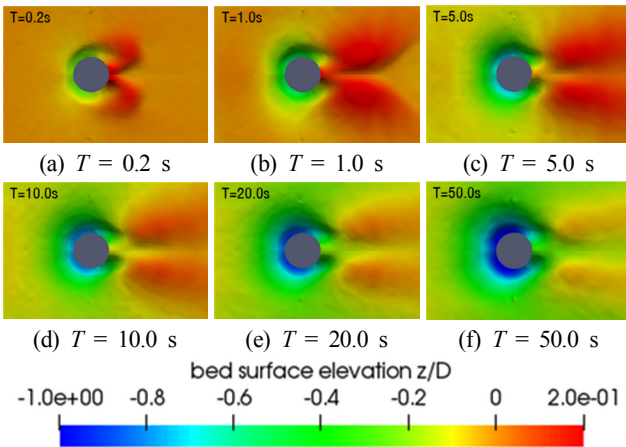


Fig. 8 Bed surface elevation at z/D with volume fraction $\alpha_f = 0.7$

영역을 통해 세굴 영역을 예측할 수 있다.

Fig. 8은 유체 흐름과 입자의 상호작용에 의해 변화된 해저 지반을 시간 변화에 따라 나타낸 것이다. 해저 지반의 높이는 z/D 로 나타내었다. 모노파일 측면에서 침식이 발달하면서 모노파일 뒤로는 퇴적물이 쌓여 언덕 모양을 형성한다. 시간의 경과에 따라 세굴 깊이와 폭이 증가하고 언덕 모양의 퇴적물은 후류 방향으로 이동한다. 이러한 지반 형태의 변화는 유체 흐름의 변화를 야기한다.

Fig. 9는 모노파일 전방에서 해저 지반의 높이 변화를 시간에 따라 나타내었다. 일반적으로 세굴의 깊이는 특정 시간 동안 두드러지게 변화하고, 특정 시간이 지나면 평형상태로 나아간다. 세굴의 평형상태라 함은 세굴공(Scour hole)에서 유출되는 토사량이 상류로부터 유입되는 토사량과 동일하여 세굴공이 평형상태가 되고 이때의 세굴 깊이를 의미한다. Fig. 9에서 55.0s를 지나 세굴공의 변화가 현저히 감소하는 것을 확인할 수 있다. 본 연구에서는 55.0s를 기점으로 세굴의 깊이 변화가 없다고 간주하였고, 이때 평형상태의 세굴 깊이는 약 -1.0으로 예측된다. 본 연구에서 수행한 수치 모의 계산과 비교 검증을 수행한 Roulund et al.(2005)의 실험에 대한 제한 및 결과를 Table 2에 비교 정리하였다. 본 연구에서 실험 조건에 비해 모노파일 직경은 더 작고 입자 크기는 더 크지만 구조물과 경계층에 대한 유

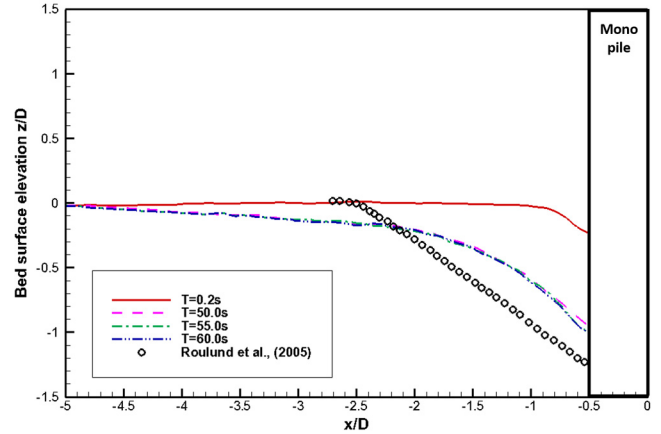


Fig. 9 Time evolution of the bed surface elevation at z/D in front of the monopile

Table 2 Summary of Simulation Conditions and Results

	Present	Roulund et al. (2005)
Water depth h [m]	0.16	0.4
Boundary-layer thickness δ [m]	0.08	0.2
Mean flow velocity V [m/s]	1.15	0.46
Monopile diameter D [m]	0.04	0.1
$Re_D = VD/\nu$		4.6×10^4
$Re_\delta = V\delta/\nu$		9.2×10^4
V/V_c		1.25
Equilibrium scour depth	≈ 1.0	≈ 1.23

체의 레이놀즈수는 동일하다. 또한, 입자 초기 운동에서 유입 속도와 입계치 속도의 비를 실험값과 동일하게 유지하였다 (Yang et al., 2018). 따라서 비교 검증을 위해 실험의 세굴 깊이를 직접 비교하는 것은 타당하다. 모노파일 전방에서의 세굴 깊이는 Roulund et al.(2005)의 실험값보다 약 23% 차이가 나는 것을 확인할 수 있다. 또한 모노파일 전방에서 해저 지반은 국부적인 세굴영역 뿐만 아니라 전체적으로 침식되는 것을 보여준다. 계산과 실험의 차이는 토사의 입도분포도와 액상화로 인한 세굴의 가속화가 고려되지 않았기 때문으로 여겨진다. 또한, 계산 부하와 관련된 입자 크기의 제한 및 계산영역의 크기가 영향을 준 것으로 여겨진다.

5. 결 론

해류에 노출된 모노파일 주위의 유체 흐름과 모래 입자의 거동을 연구하였다. 해저 지반을 구성하는 모래 입자와 유체 흐름과의 상호작용을 해석하기 위해 오일러리안 기법의 전산유체역학(CFD)과 라그랑지안 기법의 이산요소법(DEM)의 연계 방법을 사용하였다. 유체 해석을 위해 오픈소스 라이브러리인 오픈폼(OpenFOAM) 솔버를 사용하였고, 입자 해석을 위해 LIGGGHTS 솔버가 사용되었다.

표사 이동을 구현하기 위해 입자의 초기 운동에 대한 해석을

진행하였다. 유입 속도와 입계치 속도의 비를 실험 결과와 비교하여 검증하였다. 유체속도와 입계치 속도의 비는 실험결과와 일치하였다. 연계된 해석 기법은 모노파일 주위의 유체 흐름과 입자의 거동 그리고 침식 작용까지 해석하였다. 계산된 세굴의 깊이 분포는 Roulund et al.(2005)의 실험 결과와 비교하였고, 해석 결과에서 모노파일 전면 해저 지반의 세굴 현상에 대해 정성적으로 재현이 가능하였다. 세굴 깊이의 정도가 약 23% 과소 평가가 되었고, 이는 토사의 액상화 부재와 입자의 크기 및 입도분포 그리고 계산영역의 가정으로 비롯되었다고 여겨진다.

본 연구에서는 CFD-DEM 연계기법을 활용하여 모노파일 주위 세굴에 대한 정성적, 정량적 평가를 통해 세굴공의 넓이와 세굴 깊이에 대해 해석하였다. 이러한 결과는 고정식 지지구조물의 설계와 세굴 보호 공법을 위한 자료로 고려될 수 있다. 향후 토사의 액상화와 입자 크기에 따른 분포를 고려한 연구가 필요하다.

후 기

본 연구는 한국연구재단(NRF-2015R1C1A1A02037577, NRF-2018R1A1A1A05020799)의 지원을 받아 수행되었으며, 이에 감사드립니다.

References

- Ali, S.Z., Dey, S., 2017. Origin of the Scaling Laws of Sediment Transport. *Proceedings of the Royal Society A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences*, 473(2197). <https://doi.org/10.1098/rspa.2016.0785>
- Anderson, T., Jackson, R., 1967. A Fluid Mechanical Description of Fluidized Beds: Equations of Motion. *Industrial & Engineering Chemistry Fundamentals*, 6(4), 527-539.
- Baykal, C., Sumer, B.M., Fuhrman, D.R., Jacobsen, N.G., Fredsøe, J., 2017. Numerical Simulation of Scour and Backfilling Processes around a Circular Pile in Waves. *Coastal Engineering*, 122, 87-107.
- Cundall, P.A., Strack, O.D., 1979. A Discrete Numerical Model for Granular Assemblies. *Geotechnique*, 29(1), 47-65.
- Dargahi, B., 1989. The Turbulent Flow Field around a Circular Cylinder. *Experiments in Fluids*, 8(1-2), 1-12. <https://doi.org/10.1007/BF00203058>
- Goniva, C., Kloss, C., Deen, N.G., Kuipers, J.A., Pirker, S., 2012. Influence of Rolling Friction on Single Spout Fluidized Bed Simulation. *Particuology*, 10(5), 582-591. <https://doi.org/10.1016/j.partic.2012.05.002>
- Hur, D.S., Jeon, H.S., 2011. Development of Numerical Model for Scour Analysis under Wave Loads in Front of an Impermeable Submerged Breakwater. *Journal of The Korean Society of Civil Engineers*, 31.
- Kloss, C., Goniva, C., Hager, A., Amberger, S., Pirker, S., 2012. Models, Algorithms and Validation for Opensource DEM and CFD-DEM. *Progress in Computational Fluid Dynamics, an International Journal*, 12(2-3), 140-152.
- Koch, D.L., Hill, R.J., 2001. Inertial Effects in Suspension and Porous-media Flows. *Annual Review of Fluid Mechanics*, 33(1), 619-647. <https://doi.org/10.1146/annurev.fluid.33.1.619>
- Li, J., Tao, J., 2018. CFD-DEM Two-Way Coupled Numerical Simulation of Bridge Local Scour Behavior under Clear-Water Conditions. *Transportation Research Board 97th Annual Meeting (No. 18-05939)*, Washington, DC, USA.
- Lim, B.G., Son, M., 2016. Study on Applicability of Fractal Theory to Cohesive Sediment in Small Rivers. *Journal of Korea Water Resource Association*, 49, 887-901. <https://doi.org/10.3741/JKWRA.2016.49.10.887>
- Pang, A.L.J., Skote, M., Lim, S.Y., Gullman-Strand, J., Morgan, N., 2016. A Numerical Approach for Determining Equilibrium Scour Depth around a Mono-pile Due to Steady Currents. *Applied Ocean Research*, 57, 114-124. <https://doi.org/10.1016/j.apor.2016.02.010>
- Park, S., Song, S., Whang, H. Joung, T., Shin, Y., 2017. Parametric Study on Scouring around Suction Bucket Foundation. *Journal of Ocean Engineering and Technology*, 31(4), 281-287. <https://doi.org/10.26748/KSOE.2017.08.31.4.281>
- Roulund, A., Sumer, B.M., Fredsøe, J., Michelsen, J., 2005. Numerical and Experimental Investigation of Flow and Scour around a Circular Pile. *Journal of Fluid Mechanics*, 534, 351-401. <https://doi.org/10.1017/S0022112005004507>
- Schmeeckle, M.W., 2014. Numerical Simulation of Turbulence and Sediment Transport of Medium Sand. *Journal of Geophysical Research: Earth Surface*, 119(6), 1240-1262. <https://doi.org/10.1002/2013JF002911>
- Sumer, B.M., Fredsøe, J., 2002. *The Mechanics of Scour in the Marine Environment*. 17, World Scientific Publishing Company, Singapore.
- Sun, R., Xiao, H., 2016. CFD-DEM Simulations of Current-induced Dune Formation and Morphological Evolution. *Advances in Water Resources*, 92, 228-239. <https://doi.org/10.1016/j.advwatres.2016.03.018>
- Trygslund, E., 2015. Numerical Study of Seabed Boundary Layer Flow around Monopile and Gravity-based Wind Turbine Foundations. *Master's Thesis*, NTNU, Trondheim, Norway.
- Whitehouse, R., 1998. *Scour at Marine Structures: A Manual for Practical Applications*. Thomas Telford, London.
- Xu, S.L., Sun, R., Cai, Y.Q., Sun, H.L., 2018. Study of Sedimentation of Non-cohesive Particles via CFD-DEM Simulations. *Granular Matter*, 20(1), 4. <https://doi.org/10.1007/s10035-017-0769-7>
- Yang, J., Low, Y.M., Lee, C.H., Chiew, Y.M., 2018. Numerical Simulation of Scour around a Submarine Pipeline Using Computational Fluid Dynamics and Discrete Element Method. *Applied Mathematical Modelling*, 55, 400-416. <https://doi.org/10.1016/j.apm.2017.10.007>

Statistical Analysis of Draupner Wave Data

Do Young Kim^{ID*}

^{*}Hongik University, Sejong, Korea

Draupner 파랑자료의 통계적 해석

김도영^{ID*}

^{*}홍익대학교 조선해양공학과

KEY WORDS: Ocean waves 해양파, Freak wave, New Year wave, Abnormality index 이상지수, Wave statistics 파랑 통계, PCA analysis 주축해석

ABSTRACT: In this paper, the time history of the surface elevation measured at the Draupner platform in the North Sea in 1995 is used to examine the statistical characteristics of the wave data. The wave statistics for 48 surface measurements, which contain three freak wave occurrences, are summarized. The quartiles, boxplots, correlations, and pair plots of 15 variables, along with the abnormality index, are presented. The kurtosis and skewness of the surface elevation are two variables that are highly correlated with the abnormality index, which defines freak waves. Principal coordinate analysis showed that the direction of the changes in the abnormality index agreed with the changes in the kurtosis and skewness. In addition, various wave heights, except the maximum wave height, showed a similar direction for the height changes, and various wave periods showed a similar direction for the period changes. Based on the correlations and PCA analysis, the kurtosis and skewness of the surface profiles are the two most important variables to predict the abnormality index.

1. 서 론

해양에서는 여러 가지 종류의 파도가 발생한다. 해양에서 발생하는 파랑은 선박 및 해양, 해안구조물과 상호 작용을 일으키며 안전한 구조물의 설계와 운영, 보호와 안전관리에 중요한 인자이다. 해양에서 발생하는 대진폭 파랑에 대한 관심과 연구가 지속적으로 이루어지고 있다. 해양에서 발생하는 파도 중에서 일반적으로 예측되는 최대파고의 크기를 넘어서는 매우 높은 파고를 가지는 파도를 Freak wave 또는 Rouge wave(National Ocean Service, 2019)라 한다. 북해에 설치된 Draupner platform에서 1995년 1월 1일에 발생한 ‘New Year Wave’라 부르는 파도는 대표적이고 널리 알려진 Freak wave이다.

Freak wave는 이상지수 AI (Abnormality index)를 이용해 다음과 같이 정의 된다(Kalif et al, 2009).

$$AI = \frac{H}{H_{1/3}} \geq 2 \quad (1)$$

여기서 H 는 파고이고 $H_{1/3}$ 은 유의파고이다. 관측된 Freak wave

중 이상지수가 가장 큰 경우는 North Black Sea에서 발생한 파도로 파고가 10.32m이고 이상지수는 3.91이다(Kalif et al, 2009).

전에는 Freak wave의 발생 확률은 통계적으로 매우 작은 것으로 생각되었으나, 실제 관측된 파랑자료에서는 Freak wave가 많이 발생하고 있다는 것이 알려져 있다(Liu and Pinho, 2004). 북해와 일본 해역에서 실측된 파랑자료를 통해서 파고를 Rayleigh 분포로 가정하는 경우에는 Freak wave 발생확률이 낮게 평가된다는 것을 보여주었다(Stansell, 2004; Mori et al., 2002; Mori, 2004). 그러나 Yura 해역에서 발생한 Freak wave는 파랑자료에 충분한 수의 파도 수를 포함되어 있는 경우 발생확률이 수정 Rayleigh 분포를 사용하여 충분히 예측될 수 있음을 보여주었다(Kim, 2010).

기존의 연구결과는 대부분 파랑자료에 대해서 유의파고, 최대 파고 및 영점상향통과주기 등의 몇 가지 주요한 통계자료위주로 되어 있어 있으며, 통계 특성들이 수치로 제공되어 있지 않고 있다. 이 논문에서는 New Year Wave가 발생한 시점인 1995년 1월 1일부터 1월 20일까지 Draupner platform에서 계측한 48개의 파랑자료를 통계적으로 정리하고 종합적으로 분석하여, 그 결과를 제시하여 Freak wave와 같은 대진폭파랑의 특성을 연구하는 파랑자료를 제공하고자 한다.

Received 25 March 2019, revised 30 April 2019, accepted 13 June 2019

Corresponding author Do Young Kim: +82-44-860-2567, dykim@hongik.ac.kr ORCID: https://orcid.org/0000-0001-9326-8839

© 2019, The Korean Society of Ocean Engineers

This is an open access article distributed under the terms of the creative commons attribution non-commercial license (<http://creativecommons.org/licenses/by-nc/3.0>) which permits unrestricted non-commercial use, distribution, and reproduction in any medium, provided the original work is properly cited.

2. 파랑자료

이 논문에서 사용한 파랑자료는 노르웨이 근처의 북해에 설치된 Draupner platform에서 계측된 파형의 시계열 자료이다. 이 지역에서 1995년 1월 1일에 계측된 파고 25.6m인 파고는 ‘New Year Wave’라고 잘 알려진 대표적인 Freak wave이다. 파형의 계측은 플랫폼 수면 아래로 레이저와 센서가 설치되어 있어 수면과 센서 사이의 순간 거리를 측정한다. 파랑의 계측주파수는 2.1333Hz로, 계측주파수는 최대파고에 크기에 미치는 영향은 크지 않다고 볼 수 있다(Kim, 2013b). 한 개의 파랑계측 자료는 20분 동안 계측된 수면의 높이가 저장되어 있으면 한 개당 2,560개의 데이터가 포함된다. 이 논문에서는 1995년 1월에 발생한 총 48개의 파랑자료를 분석하였다. 각 파랑자료는 최대파고가 8m 이상인 파도가 포함되어 있다. Table 1에 표시한 파랑자료의 구분은 ‘D01_1520’형태로 표시하였고 시간별로 1~48까지 ID 일련번호를 부여하였다. 여기서 처음 두개 숫자는 날짜를 나타내며 마지막 4개의 숫자는 계측 시간을 나타낸다. 따라서 ‘D01_1520’은 1월 15시 20분에 계측된 파랑자료를 의미한다.

사용한 48개의 파랑자료 중 3개의 파랑자료에 Freak wave가

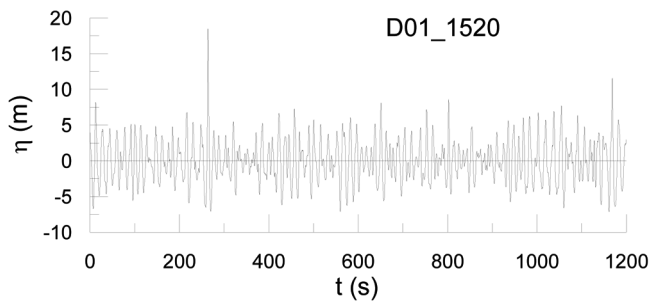


Fig. 1 Time series of surface elevation of D01_1520

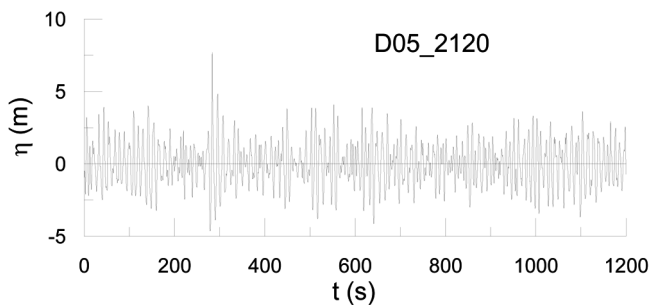


Fig. 2 Time series of surface elevation of D05_2120

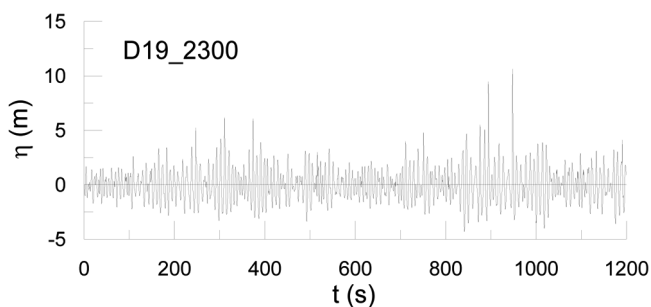


Fig. 3 Time series of surface elevation of D19_2300

포함되어 있다. Fig. 1에 Freak wave가 포함되어 있는 D01_1520, D05_2120, D19_2300 3개의 파형의 시계열 자료를 표시하였다. Fig. 1에는 280초 근방에서 평균파고보다 매우 큰 파고 20m가 넘는 freak wave가 발생하였고, 이 파도는 ‘New Year Wave’라 불리고 있다. Fig. 2에서 280초 근방에서 파고가 10m 이상의 Freak wave, Fig. 3에서 950초 근방에서 파고 10m 이상의 Freak wave가 발생한 것을 볼 수 있다. Fig. 3에서는 짧은 시간 안에 2개의 큰 파도가 발생한 것을 볼 수 있다.

3. 파랑자료의 통계적 특성

주어진 수면의 시계열자료에서 파형의 분산, 비대칭도 및 첨도 등 파형과 관련된 통계치를 계산하였다. 두 개의 연속적인 영점상향지점으로 개별 파랑을 구분하였고 이에 따른 파고 및 주기에 관련된 각종 통계치를 계산하였다. 그리고 FFT(Fast Fourier transform)를 이용하여 파랑스펙트럼을 계산하였고 최종적으로 0.01Hz의 주파수 해상도(Frequency resolution)을 가지도록 평균한 파랑스펙트럼을 사용하여 파랑스펙트럼과 관련된 통계치를 계산하였다. Table 1에 48개 파랑자료에 대한 각종 통계 결과를 표시하였다. Table 2에는 이상 지수(Abnormality index, AI)가 2.0 이상인 Freak wave가 포함된 자료의 계산 결과를 따로 표시하였고 각 기호에 대한 설명이 포함되어 있다.

Table 3에는 각 변수에 대한 사분위(Quartile) 값을 표시했고, Fig. 4에서는 각 변수에 대해서 박스플롯을 작성하였다. Fig. 4에서는 값이 비슷한 변수끼리 모아서 표시를 하였고 종축은 각 변수의 값을 나타낸다. 박스 안의 진한 선은 50% 박스의 위 부분은 75%, 아래 부분은 25%를 나타내며, 위 아래의 표시된 선은 사분위 변위의 1.5배 되는 지점을 표시하고 있다. 각 변수별로 사분위변위(Interquartile range, IQR)의 1.5배를 벗어난 이상치(Outlier)가 존재 한다. 특히 최대파의 경우는 최소가 8.14m이고 최대가 25.58m가 되어, 이상치가 사분위 변위를 초과하는 정도가 가장 심한 것을 볼 수 있다. 이에 반해서 유의파첨도(Significant steepness)와 대역폭(Bandwidth parameter)는 이상치가 가장 적게 나타난다. 이것은 파랑자료가 최대파의 크기가 8m가 넘는 일정 이상의 거친 해상상태에서 측정된 자료인 영향으로 생각된다.

Freak wave가 포함된 파랑자료의 파형분포는 정규분포보다는 비정규 분포함수인 Gram-Chalier 분포함수로 잘 표시할 수 있다(Kim, 2013a). Fig. 5에는 파형분포에 대한 정규분포 분위수 대조도(Q-Q plot)를 표시하였다. 수평축은 파형의 높이를 표준화한 값을 나타낸다. 여기서 직선은 완전한 정규분포일 경우를 나타낸다. 이 그림에서 중간 분위에서는 정규분포와 일치해 하나, 수면이 높은 곳과 낮은 곳에서 실제자료가 더 높은 쪽에 위치하는 것을 볼 수 있다. 이것은 파고가 커질수록 분포가 정규분포에서 벗어나며, 파정과 파저 부근의 파형의 발생 확률이 더 높게 나타나는 것을 의미한다.

Fig. 6에 freak wave가 발생한 파랑자료를 분해능 0.01Hz의 주파수해상도로 계산한 스펙트럼과, 유의파고와 영점상향통과 주기를 2개의 파라미터로 가지는 Modified Pierson-Moskowitz 스펙트럼과 JONSWAP(Joint North Sea wave project) 스펙트럼과 비교를 하였다. 파랑스펙트럼을 계산할 때 JONSWAP 스펙트럼과 Modified Pierson-Moskowitz 스펙트럼의 면적이 같도록 설정하였

Table 1 Draupner wave data statistics

ID	Data	σ	γ	κ	H_0	T_0	$H_{1/3}$	H_s	H_{max}	$T_{H_{max}}$	H_s	T_z	T_p	ν	S_s	γ_J
01	D01_0620	1.922	0.102	2.884	4.80	9.59	7.39	5.33	12.37	10.84	7.69	9.10	11.76	0.404	0.060	2.40
02	D01_0920	1.943	0.196	3.553	4.65	9.20	7.64	5.34	13.63	11.75	7.76	8.81	13.33	0.434	0.064	1.28
03	D01_1420	2.790	0.253	3.132	7.10	11.88	10.85	7.85	16.49	15.05	11.14	10.81	15.38	0.450	0.061	1.57
04	D01_1520	2.983	0.413	4.062	7.12	11.28	11.58	8.20	25.58	12.50	11.92	10.81	15.38	0.475	0.065	1.88
05	D01_1620	3.020	0.217	3.293	7.57	12.58	12.20	8.55	20.46	14.29	12.04	11.53	18.18	0.461	0.058	0.76
06	D01_1720	2.849	0.134	2.929	6.79	11.20	11.10	7.70	15.74	17.80	11.37	10.90	15.38	0.488	0.061	1.66
07	D01_1820	2.991	0.233	2.976	7.83	12.70	11.86	8.70	20.18	15.52	11.96	11.18	15.38	0.481	0.061	1.89
08	D02_0620	1.730	0.162	2.912	4.33	9.43	6.64	4.81	10.52	9.03	6.88	8.83	11.76	0.414	0.057	1.81
09	D04_2340	1.546	0.226	2.999	3.70	7.91	5.95	4.20	9.82	10.17	6.15	7.82	10.53	0.393	0.064	2.39
10	D05_0020	1.666	0.136	2.568	4.34	8.88	6.33	4.71	8.80	8.74	6.62	8.27	11.76	0.384	0.062	1.64
11	D05_0140	1.554	0.087	2.820	3.83	8.31	5.89	4.27	8.85	11.27	6.19	7.83	10.53	0.428	0.065	2.43
12	D05_0320	1.522	0.177	3.067	3.69	8.24	6.08	4.21	8.17	9.45	6.06	7.97	10.53	0.383	0.061	2.31
13	D05_0620	1.783	0.197	2.829	4.47	8.75	6.91	4.94	10.30	10.36	7.12	8.40	11.76	0.403	0.065	1.98
14	D05_0920	1.788	0.138	3.056	4.51	8.94	6.79	4.98	12.41	10.15	7.14	8.06	11.76	0.480	0.070	1.99
15	D05_1220	1.965	0.147	2.863	4.92	9.51	7.60	5.48	12.16	9.08	7.82	8.46	11.76	0.490	0.070	2.50
16	D05_1820	1.832	0.119	2.892	4.43	9.00	7.15	5.01	9.99	10.05	7.31	8.62	11.76	0.428	0.063	2.11
17	D05_2120	1.512	0.144	3.122	3.68	8.55	5.73	4.13	11.59	11.44	6.01	8.15	11.76	0.435	0.058	1.27
18	D05_2220	1.586	0.085	2.797	3.89	8.75	6.21	4.36	9.17	10.01	6.32	8.49	11.76	0.424	0.056	1.45
19	D09_1920	1.576	0.050	3.160	3.96	8.57	6.17	4.41	10.66	9.79	6.28	7.87	9.52	0.399	0.065	3.98
20	D09_2120	1.571	0.079	2.945	3.76	8.22	6.09	4.27	9.94	8.62	6.24	8.09	10.53	0.421	0.061	2.48
21	D09_2240	1.738	0.226	3.702	4.08	8.37	6.91	4.74	11.02	10.40	6.95	8.34	10.53	0.420	0.064	3.20
22	D10_0020	1.982	0.180	2.706	5.04	9.13	7.57	5.54	10.26	10.09	7.91	8.41	11.76	0.451	0.072	2.56
23	D10_0320	2.000	0.073	2.645	4.93	9.41	7.74	5.50	10.28	11.92	7.99	8.84	10.53	0.417	0.066	4.35
24	D10_0620	1.865	0.163	2.981	4.79	9.47	7.09	5.26	12.21	9.49	7.43	8.47	11.76	0.452	0.066	2.20
25	D10_0920	1.696	0.120	2.872	4.15	9.04	6.53	4.62	10.02	11.32	6.76	8.75	11.76	0.414	0.057	1.73
26	D11_1540	1.539	0.136	2.753	3.75	8.70	5.79	4.17	8.24	9.22	6.13	8.20	11.76	0.441	0.058	1.33
27	D11_1620	1.552	0.047	2.984	3.59	8.17	5.94	4.11	8.97	10.86	6.18	8.29	11.76	0.438	0.058	1.36
28	D11_1820	1.694	0.137	3.049	4.22	8.93	6.71	4.72	10.74	11.53	6.75	8.37	10.53	0.435	0.062	2.99
29	D11_2120	1.854	0.145	2.801	4.64	9.20	7.04	5.14	9.79	11.07	7.38	8.66	11.76	0.438	0.063	2.17
30	D12_0020	1.884	0.111	2.902	4.81	10.20	7.36	5.32	10.87	11.65	7.52	8.90	13.33	0.504	0.061	1.18
31	D12_0320	1.566	0.112	2.772	3.94	8.97	5.90	4.30	9.04	10.53	6.23	8.12	11.76	0.480	0.060	1.40
32	D16_1340	1.554	0.017	2.841	3.77	8.35	5.88	4.24	9.41	10.05	6.17	8.12	10.53	0.403	0.060	2.41
33	D16_1500	1.539	0.185	3.193	3.68	8.33	5.97	4.18	8.78	8.88	6.15	8.03	10.53	0.413	0.061	2.39
34	D16_1520	1.552	0.214	3.365	3.76	8.06	5.91	4.23	11.10	10.26	6.17	7.87	10.53	0.413	0.064	2.41
35	D16_1620	1.641	0.123	3.015	4.02	8.13	6.38	4.52	9.63	9.66	6.56	7.84	10.53	0.406	0.068	2.79
36	D16_1820	1.565	0.237	2.846	3.85	8.16	5.97	4.28	8.92	8.30	6.24	7.83	10.53	0.422	0.065	2.47
37	D16_2140	1.514	0.143	2.989	3.66	8.26	5.96	4.13	9.21	9.12	6.04	8.09	11.76	0.427	0.059	1.28
38	D16_2220	1.557	-0.103	2.613	3.86	8.42	5.96	4.27	8.14	10.24	6.18	8.08	11.76	0.436	0.061	1.37
39	D17_2240	1.791	0.221	3.085	4.33	8.59	6.85	4.90	12.01	9.78	7.13	8.11	10.53	0.403	0.069	3.39
40	D18_0320	1.947	0.117	2.761	4.92	9.50	7.61	5.46	11.31	9.71	7.78	8.88	11.76	0.416	0.063	2.46
41	D18_0620	1.692	0.134	2.884	4.01	8.07	6.41	4.52	8.75	10.19	6.74	8.04	11.76	0.433	0.067	1.72
42	D18_0700	1.777	0.142	2.928	4.30	8.53	6.87	4.86	10.09	10.03	7.09	8.25	10.53	0.428	0.067	3.34
43	D18_0840	1.587	0.316	3.210	3.88	8.36	6.14	4.36	9.60	10.33	6.33	7.92	11.76	0.439	0.065	1.46
44	D18_1000	1.593	0.122	2.685	4.10	8.72	6.24	4.50	8.51	8.10	6.35	8.00	11.76	0.412	0.064	1.47
45	D18_1300	1.523	0.110	2.826	3.82	8.68	5.93	4.27	9.23	9.39	6.06	8.19	10.53	0.376	0.058	2.31
46	D19_2300	1.527	0.617	5.286	3.69	7.19	6.10	4.27	13.87	7.98	6.08	6.43	9.52	0.546	0.094	3.71
47	D20_0020	1.811	0.154	2.778	4.59	8.68	6.96	5.06	9.60	9.18	7.19	8.18	9.52	0.351	0.069	5.31
48	D20_0320	1.907	0.241	2.995	4.64	8.65	7.37	5.22	11.06	11.87	7.59	8.23	10.53	0.456	0.072	3.89

Table 2 Summary of wave statistics from data containing freak wave

Description		D01_1520	D05_2120	D19_2300
σ_η	RMS of wave elevation	2.98	1.51	1.53
γ	Skewness of wave elevation	0.41	0.14	0.62
κ	Kurtosis of wave elevation	4.06	3.12	5.29
H_0	Average wave height	7.12	3.68	3.69
T_0	Average zero up-crossing period (time domain)	11.28	8.55	7.19
$H_{1/3}$	Significant wave height (time domain)	11.58	5.73	6.10
H_s	RMS of wave height	8.20	4.13	4.27
H_{max}	Maximum wave height	25.58	11.59	13.87
$T_{H_{max}}$	Wave period of maximum wave height	12.50	11.44	7.98
H_s	Significant wave height (frequency domain)	11.92	6.01	6.08
T_z	Average zero up-crossing period (frequency domain)	10.81	8.15	6.43
T_p	Peak period of wave spectrum	15.38	11.76	9.52
f_p	Peak frequency of wave spectrum	0.065	0.085	0.105
ν	Bandwidth of wave spectrum	0.48	0.44	0.55
S_s	Significant steepness	0.07	0.06	0.09
γ_J	Peak enhancement factor (JONSWAP spectrum)	1.88	1.27	3.71
AI	Abnormality Index = $H_{max}/H_{1/3}$	2.21	2.02	2.27

Table 3 Quartiles of variables

	Min	25 %	50 %	75 %	Max
σ_η	1.512	1.556	1.695	1.890	3.020
γ	-0.103	0.116	0.143	0.201	0.617
κ	2.568	2.825	2.929	3.072	5.286
H_0	3.590	3.828	4.185	4.685	7.830
T_0	7.190	8.345	8.710	9.253	12.700
$H_{1/3}$	5.730	5.970	6.585	7.363	12.200
H_s	4.110	4.270	4.715	5.275	8.700
H_{max}	8.140	9.200	10.175	11.695	25.580
$T_{H_{max}}$	7.980	9.435	10.160	11.283	17.800
H_s	6.010	6.188	6.755	7.538	12.040
T_z	6.430	8.055	8.240	8.683	11.530
T_p	9.520	10.530	11.760	11.760	18.180
ν	0.351	0.413	0.428	0.450	0.546
S_s	0.056	0.061	0.063	0.065	0.094
γ_J	0.760	1.545	2.185	2.485	5.310
AI	1.330	1.458	1.525	1.655	2.270

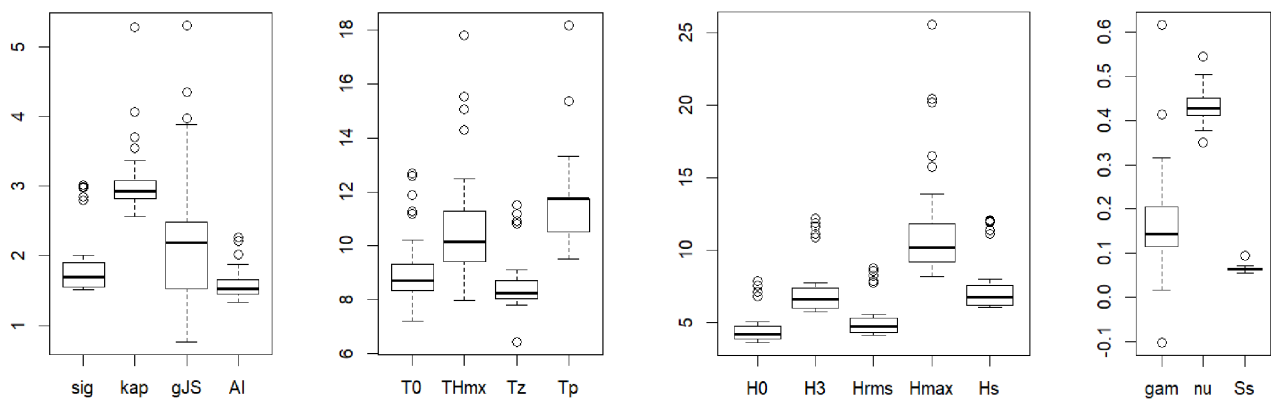


Fig. 4 Boxplots of wave data

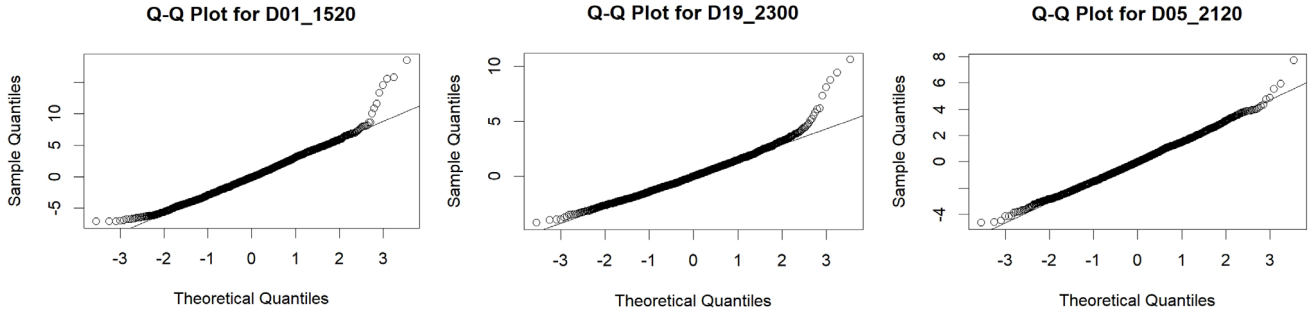


Fig. 5 Q-Q plot of wave elevation distribution from data containing freak wave

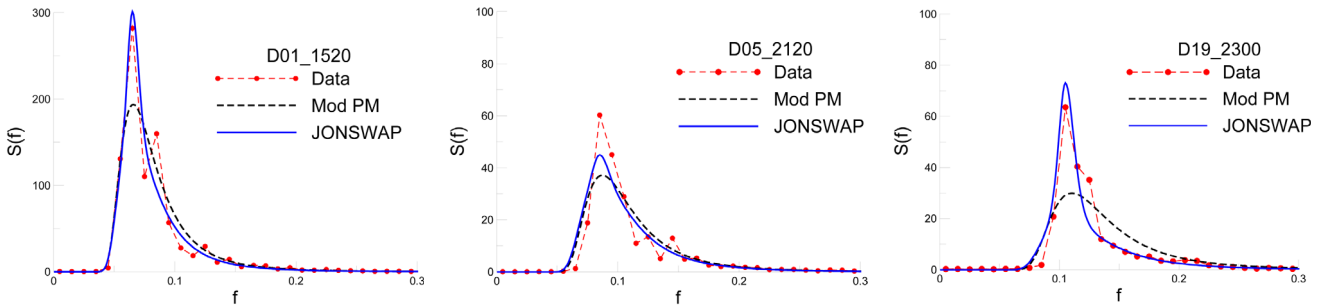


Fig. 6 Wave spectrums from data containing freak wave

고, Peak enhancement facto는 각 1.88, 1.27, 그리고 2.27을 가진다. JONSWAP 스펙트럼이 Modified Pierson-Moskowitz 스펙트럼보다 파랑자료와 더 일치하는 것을 볼 수 있다.

4. 통계변수와 이상지수와의 관계

Table 4에서는 15개의 변수와 이상지수와의 상관관계를 표시하였다. 이상지수와 상관관계가 높은 5개 변수는 큰 순서부터 첨도(Kurtosis, κ), 비대칭도(Skewness, γ), 최대파고(H_{max}), 대역폭(Bandwidth parameter, ν), 유의파첨도(Significant steepness, S_s)

이다. Fig. 7에서는 이상지수와 상관관계가 높은 상위 5개 변수에 대한 Pair plot을 표시하였다. 이 그림에서 첨도, 비대칭도, 최대파고와 이상지수와는 서로 상관관계가 있음을 볼 수 있다. Fig. 8에서는 각종 파고들의 Pair plot을 표시하였다. 최대파고를 제외한 각종 파고들은 서로 상관관계가 높게 나타나는 것을 볼 수 있다. Fig. 9에서는 각종 파주기에 대한 Pair plot을 표시하였다. 이 그림에서 스펙트럼의 첨두주파수(Peak frequency, T_p)는 주파수분해능 0.01Hz로 평균한 값을 사용했기 때문에 분포가 Categorical data처럼 보이고 있다. 이점을 감안하면 각종 파주기들은 서로 상관관계가 높게 나타나고 있다.

Table 4 Correlations of variables

σ	0.27	0.13	0.99	0.94	1.00	1.00	0.89	0.81	1.00	0.94	0.86	0.40	-0.06	-0.15	0.16
0.27	γ	0.81	0.25	0.09	0.29	0.28	0.50	0.04	0.27	0.05	0.13	0.42	0.62	0.15	0.60
0.13	0.81	κ	0.09	-0.05	0.16	0.13	0.47	0.01	0.14	-0.07	0.04	0.47	0.60	0.15	0.78
0.99	0.25	0.09	H_0	0.96	0.99	1.00	0.87	0.79	0.99	0.93	0.85	0.39	-0.06	-0.15	0.14
0.94	0.09	-0.05	0.96	T_0	0.93	0.95	0.79	0.78	0.94	0.96	0.89	0.36	-0.29	-0.30	0.07
1.00	0.29	0.16	0.99	0.93	$H_{1/3}$	1.00	0.89	0.80	1.00	0.94	0.86	0.40	-0.05	-0.15	0.17
1.00	0.28	0.13	1.00	0.95	1.00	H_s	0.89	0.79	1.00	0.94	0.85	0.40	-0.05	-0.15	0.17
0.89	0.50	0.47	0.87	0.79	0.89	0.89	H_{max}	0.64	0.89	0.78	0.75	0.48	0.09	-0.13	0.58
0.81	0.04	0.01	0.79	0.78	0.80	0.79	0.64	$T_{H_{max}}$	0.81	0.83	0.75	0.36	-0.24	-0.23	0.05
1.00	0.27	0.14	0.99	0.94	1.00	1.00	0.89	0.81	H_s	0.94	0.86	0.40	-0.06	-0.15	0.17
0.94	0.05	-0.07	0.93	0.96	0.94	0.94	0.78	0.83	0.94	T_z	0.90	0.25	-0.39	-0.33	0.03
0.86	0.13	0.04	0.85	0.89	0.86	0.85	0.75	0.75	0.86	0.90	T_p	0.44	-0.33	-0.62	0.11
0.40	0.42	0.47	0.39	0.36	0.40	0.40	0.48	0.36	0.40	0.25	0.44	ν	0.39	-0.26	0.40
-0.06	0.62	0.60	-0.06	-0.29	-0.05	-0.05	0.09	-0.24	-0.06	-0.39	-0.33	0.39	S_s	0.55	0.36
-0.15	0.15	0.15	-0.15	-0.30	-0.15	-0.15	-0.13	-0.23	-0.15	-0.33	-0.62	-0.26	0.55	γ_I	0.02
0.16	0.60	0.78	0.14	0.07	0.17	0.17	0.58	0.05	0.17	0.03	0.11	0.40	0.36	0.02	AI

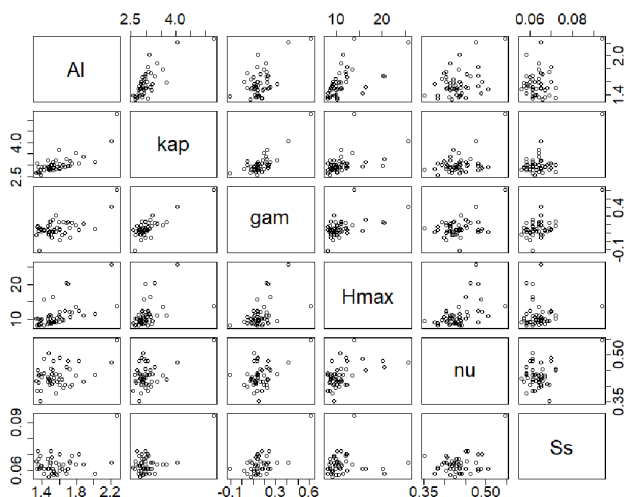


Fig. 7 Pair plots of AI and 5 highly correlated variables with AI

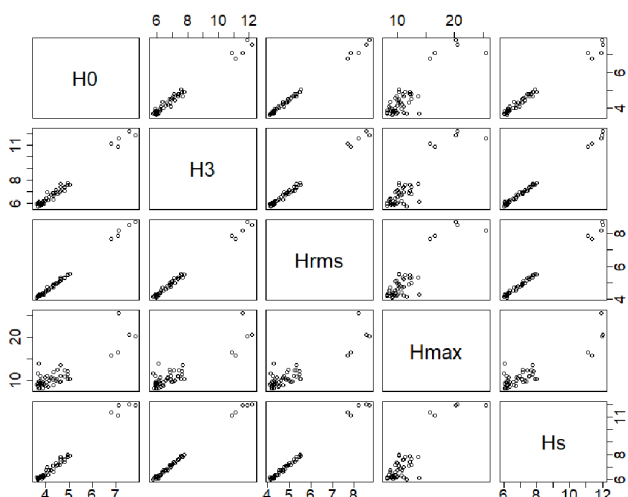


Fig. 8 Pair plots of various wave heights

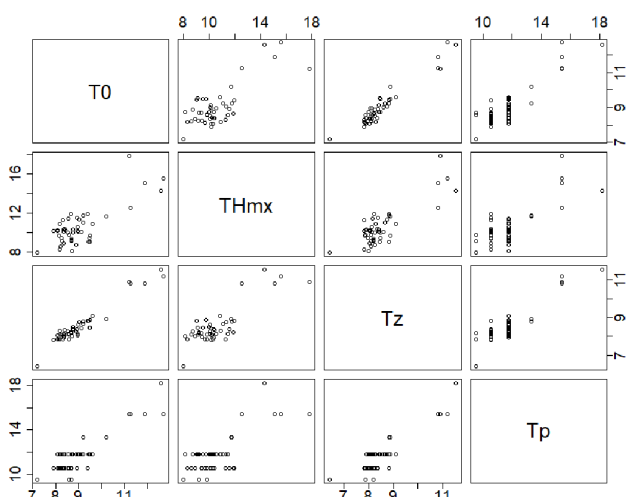


Fig. 9 Pair plots of various wave periods

변수들과 이상지수와의 관계를 심층적으로 분석하기 위해서 주축해석(PCA, Principal coordinate analysis)방법을 사용하기로 한다. 이것은 차원이 높은 데이터를 차원이 낮은 2차원적 표현

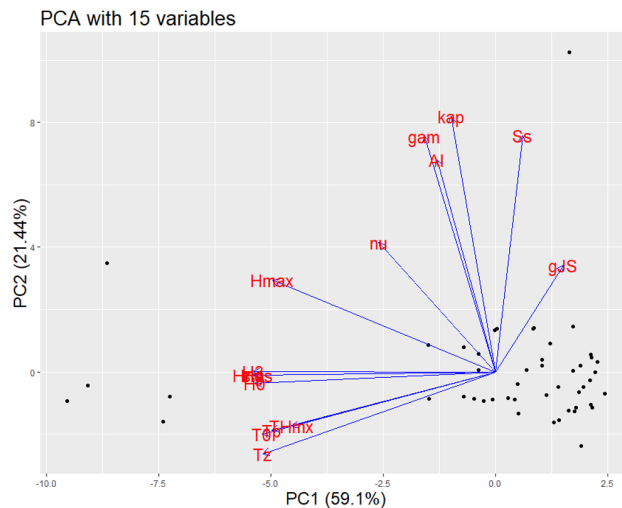


Fig. 10 PCA with 15 variables

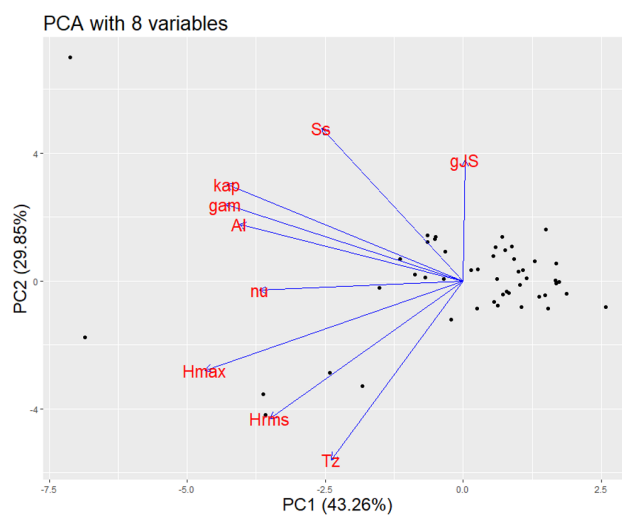


Fig. 11 PCA with 8 variables

을 하고, 1번째 주축은 데이터가 사상변환 행렬의 가장 크기가 큰 고유벡터에 해당하는 고유벡터 방향이 된다. 따라서 이 축은 데이터의 변화가 가장 잘 감지되는 축이 된다. Fig. 10에서는 처음 2개의 주축(Principal coordinate)상에서 48개의 데이터를 점으로 표시하였고, 15개의 변수와 이상지수의 변화 방향과 크기를 나타내는 고유벡터를 표시하였다. 주축해석에는 통계해석 프로그램 R(James et al, 2015)을 사용하였다. 1번 주축에서 전체 변화량 중 59.1%의 변화량을 2번 주축에서 21.44%의 변화량을 감지할 수 있으며, 처음 2개의 주축에서 80.5%의 변화량을 감지할 수 있다. 15개의 변수 중 파고와 관련된 변수는 최대파고를 제외하고는 대부분 비슷한 방향의 고유벡터를 가지고 있으며, 파주기와 관련된 변수들은 서로 비슷한 방향의 고유벡터를 가지고 있는 것을 볼 수 있다. 이상지수의 변화의 방향은 침도 κ 와 비대침도 γ 변화와 가장 비슷한 방향의 벡터를 가지는 것을 볼 수 있다. 유의파침도와 대역폭이 그 다음으로 이상지수의 방향과 비슷한 방향을 보이고 있다. 최대파고는 이상지수의 상관관계가 파침도와 대역폭보다는 높지만 변화 방향은 덜 일치하는 것을 볼 수 있다. Fig. 11에서는 8개의 변수와 이상지수의 변화

를 나타내는 고유벡터를 표시하였다. 15개의 변수를 사용한 것과 방향이 약간 다르지만 전체적으로 Fig. 10과 비슷한 결과를 보이고 있다. 상관계수와 주축해석을 종합하면 이상지수의 예측에는 첨도 κ 와 비대칭도 γ 가 가장 중요한 변수임을 확인할 수 있다.

5. 결 론

본 논문에서는 Draupner platform에서 계측된 48개의 파랑자료를 분석하고, 주요 15개 변수들의 통계치를 계산하여 제시하였다. 그리고 각 변수들의 사분위 값, 박스플롯, 상관계수와 Pair plot을 제시하였다. 최대파고는 이상치(Outlier)가 사분위변위를 초과하는 정도가 가장 심한 것을 볼 수 있었다. 파형의 분포는 정규분포에서 벗어나는 것을 볼 수 있었으며, JONSWAP 스펙트럼이 파랑계측자료와 잘 일치하는 것을 볼 수 있었다. Freak wave를 정의하는 이상지수와 15개의 변수와의 연관성을 살펴보았다. 파형의 첨도와 비대칭도가 이상지수와 가장 상관관계가 높으며, 다음으로 상관관계가 높은 변수는 최대파고, 스펙트럼의 대역폭, 유의파첨도 순이다. 주축해석을 통해 첨도와 비대칭도의 변화율의 방향이 이상지수의 변화율의 방향과 거의 일치하는 것을 볼 수 있었다. 각종 파고들의 변화율의 방향이 서로 비슷하며, 각종 주기들의 변화율도 방향이 서로 비슷한 것을 볼 수 있었다. 상관계수와 주축해석을 종합하면 Freak wave의 예측에는 첨도 κ 와 비대칭도 γ 가 가장 중요한 변수이다. 이 논문에서 제시한 결과들은 향후 Freak wave 특성 연구와, Freak wave 예측 모델을 구축하고 검증할 수 있는 자료로 쓰일 수 있을 것이다.

후 기

The author would like to thank Dr. Sverre K. Haver of Statoil for kindly providing the Draupner wave data.

References

- James, G., Witten, D., Hastie, T., Tibshirani, R., 2015. An Introduction to Statistical Learning with Applications in R. Springer, New York. <https://doi.org/10.1007/978-1-4614-7138-7>
- Kalif, C., Pleinovsky, E., Slunyaev, A., 2009. Rogue Waves in the Ocean. Springer, Berlin Heidelberg. <https://doi.org/10.1007/978-3-540-88419-4>
- Kim D., 2010 An Analysis of Statistical Characteristics of Nonlinear Ocean Waves. Journal of the Korean Society for Marine Environment and Energy, 13(2), 112-120.
- Kim, D., 2013a. On the Statistical Characteristics of the New Year Wave. Journal of Ocean Engineering and Technology, 27(1), 102-108. <https://doi.org/10.5574/KSOE.2013.27.1.102>
- Kim, D., 2013b. The Effect of Sampling Rate on Statistical Properties of Extreme Waves. Journal of the Korean Society for Marine Environment and Energy, 16(1), 36-41. <https://doi.org/10.7846/JKOSMEE.2013.16.1.36>
- Liu, P.C., Pinho, U.F., 2004. Freak Waves-more Frequent than Rare!. Annales Geophysicae, European Geosciences Union, 22(5), 1839-1842.
- Mori, N., Paul, C.L., Yasuda, T., 2002. Analysis of Freak Wave Measurements in the Sea of Japan. Ocean Engineering, 29(11), 1399-1414. [https://doi.org/10.1016/S0029-8018\(01\)00073-7](https://doi.org/10.1016/S0029-8018(01)00073-7)
- Mori, N., 2004. Occurrence Probability of a Freak Wave in a Nonlinear Wave Field. Ocean Engineering, 31(2), 165-175. [https://doi.org/10.1016/S0029-8018\(03\)00119-7](https://doi.org/10.1016/S0029-8018(03)00119-7)
- National Ocean Service, 2019. What is a Rogue Wave? <<https://oceanservice.noaa.gov/facts/roguewaves.html>> [Accessed 21 Mar. 2019].
- Stansell, P., 2004. Distributions of Extreme Wave, Crest and Trough Heights Measured in the North Sea. Ocean Engineering, 32(8-9), 1015-1036. <https://doi.org/10.1016/j.oceaneng.2004.10.016>

Comparative Study on Various Ductile Fracture Models for Marine Structural Steel EH36

Sung-Ju Park¹*, Kangsu Lee²**, Burak Can Cerik¹ and Joonmo Choung¹*

¹Department of Naval Architecture and Ocean Engineering, Inha University, Incheon, Korea

²Korea Research Institute of Ships and Ocean Engineering, Deajon, Korea

KEY WORDS: Ductile fracture, Fracture model, Stress triaxiality, Lode angle, Damage indicator

ABSTRACT: It is important to obtain reasonable predictions of the extent of the damage during maritime accidents such as ship collisions and groundings. Many fracture models based on different mechanical backgrounds have been proposed and can be used to estimate the extent of damage involving ductile fracture. The goal of this study was to compare the damage extents provided by some selected fracture models. Instead of performing a new series of material constant calibration tests, the fracture test results for the ship building steel EH36 obtained by Park et al. (2019) were used which included specimens with different geometries such as central hole, pure shear, and notched tensile specimens. The test results were compared with seven ductile fracture surfaces: Johnson-Cook, Cockcroft-Latham-Oh, Bai-Wierzbicki, Modified Mohr-Coulomb, Lou-Huh, Maximum shear stress, and Hosford-Coulomb. The linear damage accumulation law was applied to consider the effect of the loading path on each fracture surface. The Swift-Voce combined constitutive model was used to accurately define the flow stress in a large strain region. The reliability of these simulations was verified by the good agreement between the axial tension force elongation relations captured from the tests and simulations without fracture assignment. The material constants corresponding to each fracture surface were calibrated using an optimization technique with the minimized object function of the residual sum of errors between the simulated and predicted stress triaxiality and load angle parameter values to fracture initiation. The reliabilities of the calibrated material constants of B-W, MMC, L-H, and HC were the best, whereas there was a high residual sum of errors in the case of the MMS, C-L-O, and J-C models. The most accurate fracture predictions for the fracture specimens were made by the B-W, MMC, L-H, and HC models.

1. Introduction

Materials can be divided into ductile materials and brittle materials according to plastic behavior and characteristics. The brittle materials hardly exhibit plastic deformation, while the ductile materials exhibit plastic deformation accompanied by strain hardening and necking phenomenon. Mild and high strength steels mainly used in ships and marine structures and aluminum alloys used in small and medium sized fishing vessels and marine leisure vessels are involved in the category of ductile materials. The information on the fracture behavior of ductile materials is essential to minimize the accidental damages such as collision, stranding and explosion. Researchers in the shipbuilding and marine industry, as well as the automotive industry and the aerospace industry, have proposed fracture models made of various ductile materials in order to clarify the fracture behavior of the ductile materials.

The model mainly used for fracture prediction of ductile

materials is divided into three types according to the mechanical viewpoint. The first is Gurson model-based fracture model. McClintock (1968) and Rice and Tracey (1969) proposed the void growth based damaged model that defined the fracture behavior of ductile materials as a series of processes of nucleation, growth and coalescence of micro void in materials and structures from a micro prospective. Gurson (1977) introduced void volume fraction as a damage parameter and proposed porous plasticity fracture model. Hancock and Brown (1983) have demonstrated the theory of micro void growth through the experiments on round bar notch specimens. Tvergaard and Needleman (1984) proposed a Gurson-Tvergaard-Needleman yield function and a fracture model (GTN model) to control the growth rate of micro void in the Gurson model. After that, many researchers have proposed fracture models based on the Gueson model, and these fracture models are used to numerically represent the damage process of materials. Second, continuum damage mechanics (CDM) has a similar concept to the

Received 9 April 2019, revised 27 May 2019, accepted 27 May 2019

Corresponding author Joonmo Choung: +82-32-860-7346, jmchoung@inha.ac.kr ORCID: <https://orcid.org/0000-0003-1407-9031>

It is noted that this paper is revised edition based on proceedings of KAOST 2019 in Jeju.

© 2019, The Korean Society of Ocean Engineers

This is an open access article distributed under the terms of the creative commons attribution non-commercial license (<http://creativecommons.org/licenses/by-nc/3.0>) which permits unrestricted non-commercial use, distribution, and reproduction in any medium, provided the original work is properly cited.

GTN model, but based on the basic theory of continuum mechanics, the damage inside material is expressed as an internal parameter from a macro perspective (Lemaitre, 1985). The CDM model implements the damage inside material based on the increase of the plastic strain through the change of material stiffness (i.e., the reduction of the flow stress). Therefore, the plastic strain for damage initiation and damage evolution pattern are main material constants. The damage initiation and evolution could be represented only as function of plastic strains in the CDM. Recently, however, the CDM is being developed to represent damage as functions like characteristic displacements.

Finally, in the phenomenological model, fracture is considered to occur when the damage indicator, expressed as stress or strain at a point in the material, reaches threshold value. Unlike the two models mentioned above, in the phenomenological model, damage does not affect the material stiffness, which make it easier to calibrate material constants. Therefore, recently, many researchers are applying phenomenological models to the fracture prediction of ductile materials.

Based on porosity theory, Rice and Tracey (1969) expressed the damage as a function of the stress triaxiality, which is defined as the ratio of hydrostatic stress and von Mises equivalent stress. LeRoy et al. (1981) observed the growth of void and expressed it as a function of hydrostatic stress and maximum principal stress. Cockcroft and Latham (1968) proposed Cockcroft-Latham (C-L) expressed as the accumulation of the maximum principal stress to the increment of equivalent plastic strain, and Oh et al. (1979) modified the C-L model and expressed as a ratio of von Mises equivalent stress and maximum principal stress. Clift et al. (1990) proposed fracture model expressed as the accumulation of equivalent stress. Bao and Wierzbicki (2004) proved that the existing phenomenological model does not approximate the fracture strain

prediction of experimental data through experiment at wide range of stress triaxiality condition including low stress triaxiality such as pure shear and compression as well as high stress triaxiality which has been mainly applied. After that, multiple researchers (Xue, 2007; Bai and Wierzbicki, 2008) introduced, as a variant of fracture model, Lode angle expressed as third deviatoric stress invariant along with stress triaxiality. Bai and Wierzbicki (2008) proposed second-degree polynomial with stress triaxiality and Lode angle as functions. Bai and Wierzbicki (2010) proposed the Modified Mohr-Coulomb (MMC) model expressed with stress triaxiality and Lode angle by deriving the Mohr-Coulomb model as the combination of vertical stress and shear stress acting on fracture surface. In similar way, Mohr and Marcadet (2015) proposed Hosford-Coulomb (HC) model expressed with Mohr-Coulomb fracture condition and Hosford equivalent stress. Lou et al. (2012) proposed Lou-Huh (L-H) fracture model based the growth of micro void as physical meanings, and Park et al. (2015) modified the L-H fracture model by applying Hill's 47 yield function to have anisotropic influence of a plate included in the model.

This paper will evaluate various phenomenological fracture models using some of the precedent studies (Park et al., 2019). To this end, the theoretical background of the fracture model is reviewed, and each fracture model is expressed as fracture strain with functions of stress triaxiality and Lode angle parameter.

2. Theoretical background

2.1 Stress state parameters

The stress state of isotropic materials can be expressed with stress triaxiality (η) and Lode angle parameter ($\bar{\theta}$) (see Eqs. (1)-(2)). The stress triaxiality and Lode angle parameter are expressed with first invariant (I_1) of stress tensor (σ), and second invariant (J_2) and third

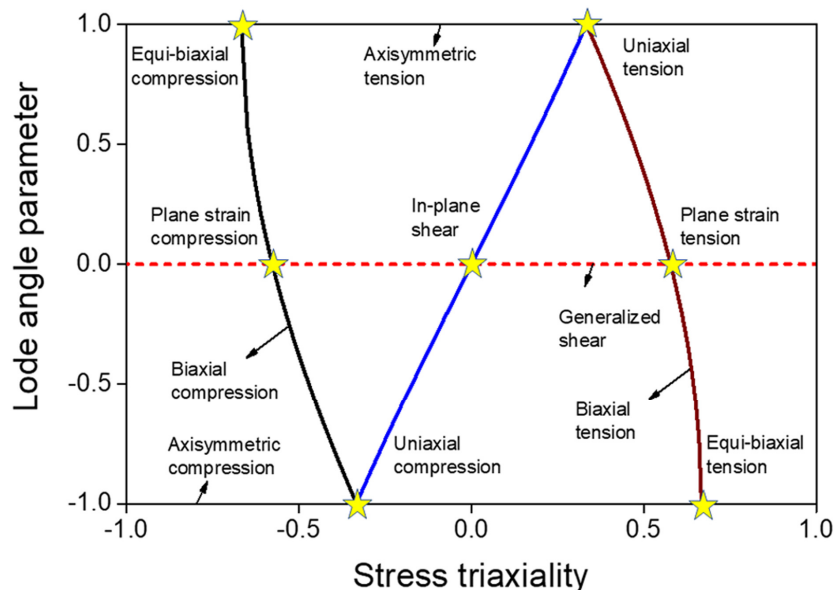


Fig. 1 Stress states on the stress triaxiality and Lode angle parameter space (Cerik et al., 2019a)

invariant (J_3) of deviatoric stress tensor (\mathbf{s}) (Eqs. (3)-(6)). The range of the Lode angle parameter is $-1.0 \leq \bar{\theta} \leq 1.0$. The relationship between the stress triaxiality and Lode angle parameter is defined in Eq. (7), and the relation between the stress state parameter is expressed as shown in Fig. 1 (Cerik et al., 2019a). The stress triaxiality has the values of uniaxial tension ($\eta=1/3$, $\bar{\theta}=1.0$), plane strain ($\eta=1/\sqrt{3}$, $\bar{\theta}=0.0$), and equi-biaxial tension ($\eta=2/3$, $\bar{\theta}=-1.0$) in tension area ($1/3 \leq \eta \leq 2/3$).

$$\eta = \frac{I_1}{3\sqrt{3}J_2} = \frac{\sigma_m}{\bar{\sigma}} \quad (1)$$

$$\bar{\theta} = 1 - \frac{2}{\pi} \arccos \left[\frac{3\sqrt{3}}{2} \frac{J_3}{(J_2)^{3/2}} \right] = 1 - \frac{2}{\pi} \arccos \left[\frac{27}{2} \frac{J_3}{\sigma^3} \right] \quad (2)$$

$$I_1 = \text{tr}[\boldsymbol{\sigma}] \quad (3)$$

$$J_2 = \frac{1}{2} \mathbf{s} : \mathbf{s} \quad (4)$$

$$J_3 = \det[\mathbf{s}] \quad (5)$$

$$\mathbf{s} = \boldsymbol{\sigma} - \frac{1}{3} I_1 \mathbf{I} = \boldsymbol{\sigma} - \sigma_m \mathbf{I} \quad (6)$$

$$\bar{\theta} = 1 - \frac{2}{\pi} \arccos \left[\frac{27}{2} \eta \left(\eta^2 - \frac{1}{3} \right) \right] \quad (7)$$

Fig. 2 shows a cylindrical coordinate system based on the center of a specific deviatoric stress plane on the principal stress coordinate system ($\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$). The stress on the deviatoric stress plane perpendicular to the yield potential can be expressed as von Mises equivalent stress ($\bar{\sigma}$), and the stress perpendicular to the plane is defined as hydrostatic stress (σ_m) (Eq. (1)). The principal stress can be expressed with von Mises equivalent stress, stress triaxiality, and Lode angle parameter on the geometrical diagram as shown in Eqs. (8)-(10) (Mohr and Marcadet, 2015).

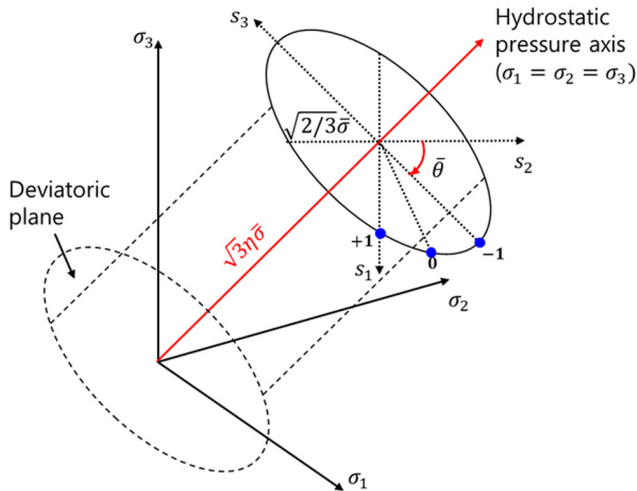


Fig. 2 Illustration of the η and θ in principal stress space

$$\sigma_1 = \bar{\sigma}(\eta + f_1) \quad (8)$$

$$\sigma_2 = \bar{\sigma}(\eta + f_2) \quad (9)$$

$$\sigma_3 = \bar{\sigma}(\eta + f_3) \quad (10)$$

f_1, f_2, f_3 are expressed as the functions of the Lode angle parameter as shown in Eq. (11) to Eq. (13).

$$f_1[\bar{\theta}] = \frac{2}{3} \cos \left[\frac{\pi}{6} (1 - \bar{\theta}) \right] \quad (11)$$

$$f_2[\bar{\theta}] = \frac{2}{3} \cos \left[\frac{\pi}{6} (3 + \bar{\theta}) \right] \quad (12)$$

$$f_3[\bar{\theta}] = -\frac{2}{3} \cos \left[\frac{\pi}{6} (1 + \bar{\theta}) \right] \quad (13)$$

2.2. Fracture model

In this study, total seven models (maximum shear stress, Cockcroft-Latham-Oh, Johnson-Cook, Bai-Weirzbicki, modified Mohr-Coulomb, Lou-Huh and Hosford-Coulomb) are examined, and stress strain ($\bar{\epsilon}_{p,f}$) is expressed with the functions of stress triaxiality and Lode angle parameter.

2.2.1 Maximum shear stress (MSS) fracture model

The maximum shear stress yield criterion are known to simulate the plastic deformation of metals accurately and have been used for a long time in various industries such as construction and civil engineering. According to the maximum shear stress yield criterion, yield is considered to occur when the maximum shear stress (τ_{\max}) reaches a threshold value (τ_s , yield shear strength) as shown in Eq. (14). Bai and Wierzbicki (2010) defined the stress strain with stress triaxiality and Lode angle parameters as functions as shown in Eq. (15) by deriving the maximum shear stress yield criterion based on strain. The material constants of the MSS model are composed of A, n, τ_s . Here, A and n are the material constants of the constitutive equation (Eq. (36)) representing the flow stress. Therefore, the material constant of the MSS model is only τ_s .

$$\tau_{\max} = \tau_s \quad (14)$$

$$\bar{\epsilon}_{p,f}(\bar{\theta}) = \left\{ \frac{\sqrt{3}}{3} \frac{A}{\tau_s} \cos \left(\frac{\bar{\theta} \pi}{6} \right) \right\}^{-\frac{1}{n}} \quad (15)$$

2.2.2 Cockcroft-Latham-Oh (C-L-O) fracture model

Cockcroft and Latham (1968) proposed the Cockcroft-Latham (C-L) model that defines the accumulation of the maximum principal stress (σ_1) based on the increment of equivalent stress strain as fracture criterion (Eq. (16)). The C-L model is mainly used to predict the fracture occurrence generated during the forming process of sheet ductile materials. Oh et al. (1979) defined

Cockcroft-Latham-Oh (C-L-O) model that the C-L model was non-dimensionalized into the von Mises equivalent stress (Eq. (17)). In Eqs. (16)-(17), C_1 , as strain energy and non-dimensional strain energy, is the material constant of C-L and C-L-O models. In case of proportional loading condition, non-dimensional energy $\frac{\langle \sigma_1 \rangle -}{\sigma} \varepsilon_p$ which corresponds to a certain equivalent plastic strain $\bar{\varepsilon}_p$ is equal to the non-dimensional energy $\frac{\langle \sigma_1 \rangle -}{\sigma} \varepsilon_{p,f}$ which corresponds to equivalent plastic strain ($\bar{\varepsilon}_{p,f}$) when fracture occurs. Therefore, Eq. (17) can be expressed as Eq. (18). However, C_1 is not the accumulated value in Eq. (18). In addition, Eq. (8) can be substituted into Eq. (18) to derive Eq. (19), which is the final form of the C-L-O model. In Eqs. (16)-(19), Symbol $\langle \rangle$ means to take 0 if the value is negative.

$$\int_0^{\bar{\varepsilon}_{p,f}} \langle \sigma_1 \rangle d\bar{\varepsilon}_p = C_1, \quad \langle \sigma_1 \rangle = \begin{cases} 0, & \sigma_1 < 0 \\ \sigma_1, & \sigma_1 \geq 0 \end{cases} \quad (16)$$

$$\int_0^{\bar{\varepsilon}_{p,f}} \frac{\langle \sigma_1 \rangle}{\sigma} d\bar{\varepsilon}_p = C_1 \quad (17)$$

$$\frac{\langle \sigma_1 \rangle -}{\sigma} \varepsilon_{p,f} = C_1 \quad (18)$$

$$\bar{\varepsilon}_{p,f}(\eta, \bar{\theta}) = \frac{C_1 \bar{\sigma}}{\langle \sigma_1 \rangle} = \frac{C_1}{\langle \eta + f_1 \rangle} \quad (19)$$

2.2.3 Johnson-Cook (J-C) fracture model

Johnson and Cook (1985) proposed the Johnson-Cook (J-C) fracture model composed of three material constants (c_0, c_1, c_2) and stress triaxiality (Eq. (20)). Even though the J-C fracture model does not include Lode angle effect, it has been used by many researchers due to convenient calibration of material constants. In the shipbuilding industry, Tornqvist (2003) derived the material constants of the JC fracture model through tensile tests on marine steel, and Choung et al. (2011) presented the J-C model for high stress triaxiality through the experiment on notched tension specimen of EH36 (steel grade). Min and Cho (2012) applied the J-C model to numerical analysis of drop object fracture experiment and derived material constants.

$$\bar{\varepsilon}_{p,f}(\eta) = c_0 + c_1 \exp(-c_2 \eta) \quad (20)$$

2.2.4 Bai-Wierzbicki (B-W) fracture model

Bai and Wierzbicki (2008) defined the fracture strain with quadratic functions of stress triaxiality and Lode angle parameter in proportional load as shown in Eq. (21). The fracture model is expressed with the material constants resulted from tensile (D_1, D_2), shear (D_3, D_4) and compression (D_5, D_6), respectively. The experiment in compression area was not included in the precedent

research. Therefore, Eq. (21) can be expressed as Eq. (22), assuming that the tensile and compression terms are symmetry each other. Park et al. (2018) proposed the material constants of the B-W model through fracture experiments on steel grade, and verified the fracture prediction accuracy of the B-W model through fracture experiments and small structural tests using non-stiffening plate.

$$\bar{\varepsilon}_{p,f}(\eta, \bar{\theta}) = \left[\frac{1}{2} (D_1 e^{-D_2 \eta} + D_5 e^{-D_2 \eta}) - D_3 e^{-D_2 \eta} \right] \bar{\theta}^2 + \frac{1}{2} (D_1 e^{-D_2 \eta} - D_5 e^{-D_2 \eta}) \bar{\theta} + D_3 e^{-D_2 \eta} \quad (21)$$

$$\bar{\varepsilon}_{p,f}(\eta, \bar{\theta}) = [D_1 e^{-D_2 \eta} - D_3 e^{-D_2 \eta}] \bar{\theta}^2 + D_3 e^{-D_2 \eta} \quad (22)$$

2.2.5 Lou-Huh (L-H) fracture model

Lou et al. (2012) proposed the empirical model based on each process of nucleation, growth and coalescence of micro void as physical meanings from a micro-prospective on mild fracture. The fracture model is composed of terms to represent nucleation, growth and coalescence of void. In the equation for this model, the void nucleation is expressed on the basis of equivalent plastic strain. The L-H model represented the hydrostatic stress triaxiality normalized as von Mises equivalent stress, and considered Bao and Wierzbicki's research result (2005) that fracture did not occur below $\eta = 1/3$. The coalescence of micro-void was simulated by using the maximum shear stress and normalized to von Mises equivalent stress. The L-H model is expressed as shown in Eq. (22) and composed of three model constants (C_1, C_2, C_3). The L-H model is mainly used for the molding process of high tensile steel of thin plate and the evaluation of vehicle crashworthiness in the automobile industry.

$$\bar{\varepsilon}_{p,f}(\eta, \bar{\theta}) = \frac{C_3}{\left(\frac{2\tau_{\max}}{\sigma} \right)^{C_1} \left(\frac{\langle 1+3\eta \rangle}{2} \right)^{C_2}} = \frac{C_3}{(f_1 - f_3)^{C_1} \left(\frac{\langle 1+3\eta \rangle}{2} \right)^{C_2}} \quad (23)$$

2.2.6 Modified Mohr-Coulomb (MMC) fracture model

In the Mohr-Coulomb yield criterion, fracture is considered to occur when the shear stress (τ) and the vertical stress (σ_n) acting on the fracture surface reach a threshold value (c_2) (Eq. (24)). Bai and Wierzbicki (2010) proposed the Modified Mohr-Coulomb (MMC) model that expressed the existing Mohr-Coulomb fracture condition on the basis of strain. A and n are materials constants of the constitutive equation (Eq. (35)). This study did not treat the experiments on the Lode angle in negative domain. Therefore, $c_0^{AX} = c_0^X = 1.0$ was fixed. Finally, the MMC model is composed of three material constants, i.e., (c_1, c_2, c_0^*) (Eq. (25)). The fracture prediction accuracy about aluminum alloy and high tension steel of the MMC model has been already verified by many researchers (Li

et al., 2010; Dunand and Mohr, 2011; Algarni et al., 2017; Xinke et al., 2019). Eq. (27) defines the cut-off region that the fracture of the MMC model does not occur. The fracture strain has an infinite value in the cut-off region.

$$\max(\tau + c_1 \sigma_n)_f = c_2 \quad (24)$$

$$\bar{\varepsilon}_{p,f}(\eta, \bar{\theta}) = \left\{ \frac{A}{c_2} \left[c_\theta^s + \frac{\sqrt{3}}{2 - \sqrt{3}} (c_\theta^{AX} - c_\theta^s) \left(\sec\left(\frac{\bar{\theta}\pi}{6}\right) - 1 \right) \right] \right\}^{-\frac{1}{n}} \quad (25)$$

$$\left[\frac{\sqrt{3}}{3} \cos\left(\frac{\bar{\theta}\pi}{6}\right) + c_1 \left(\eta + \frac{1}{3} \sin\left(\frac{\bar{\theta}\pi}{6}\right) \right) \right]$$

$$c_\theta^{AX} = \begin{cases} c_\theta^t = 1.0 & \text{for } \bar{\theta} \geq 0 \\ c_\theta^c & \text{for } \bar{\theta} < 0 \end{cases} \quad (26)$$

$$\sqrt{\frac{1+c_1^2}{3}} \cos\left(\frac{\bar{\theta}\pi}{6}\right) + c_1 \left(\eta + \frac{1}{3} \sin\left(\frac{\bar{\theta}\pi}{6}\right) \right) \leq 0 \quad (27)$$

2.2.7 Hosford-Coulomb (HC) model

After Mohr and Marcadet (2015) substituted the Tresca equivalent stress in the Mohr-Coulomb yield criterion with Hosford stress (Eq. (28)), they proposed the Hosford-Coulomb model for which the left hand side was changed from effective stress to effective plastic strain (see Eq. (30)). The HC model includes second principal stress (σ_2) and can consider the ratio of equi-biaxial stress (σ_2/σ_1) that the MMC model does not consider. The HC fracture model is composed of four material constants (a , b , c , n_f). Roth and Mohr (2016) proposed 0.1 as the value of n_f about general steel. Therefore, there are only a , b , c remaining as the material constants of the fracture model. The HC model has been used by many researchers in recent years because the number of model constants is smaller than that of other fracture models and the material constants can be determined with a minimum of experiments (Roth and Mohr, 2016; Erice et al., 2017; Park et al., 2019; Cerik et al., 2019b).

$$\bar{\sigma}_{HC} + c(\sigma_1 + \sigma_3) = b \quad (28)$$

$$\bar{\sigma}_{HC} = \left\{ \frac{1}{2} \left((\sigma_1 - \sigma_2)^a + (\sigma_1 - \sigma_3)^a + (\sigma_2 - \sigma_3)^a \right) \right\}^{(1/a)} \quad (29)$$

$$\bar{\varepsilon}_{p,f}(\eta, \bar{\theta}) = b(1+c)^{\frac{1}{n_f}} \left(\left\{ \frac{1}{2} \left((f_1 - f_2)^a + (f_1 - f_3)^a + (f_2 - f_3)^a \right) \right\}^{(1/a)} + c(2\eta + f_1 + f_3) \right)^{-\frac{1}{n_f}} \quad (30)$$

2.3 Damage evolution model

The damage evolution model expressed as the accumulation of equivalent plastic strain was used in order to consider loading path and stress path effects (Eq. (31)). Fig. 3 shows the basic development shapes of damage indicator (m) based on the damage indicator (D). When $m = 1$, the model can be expressed as Eq.

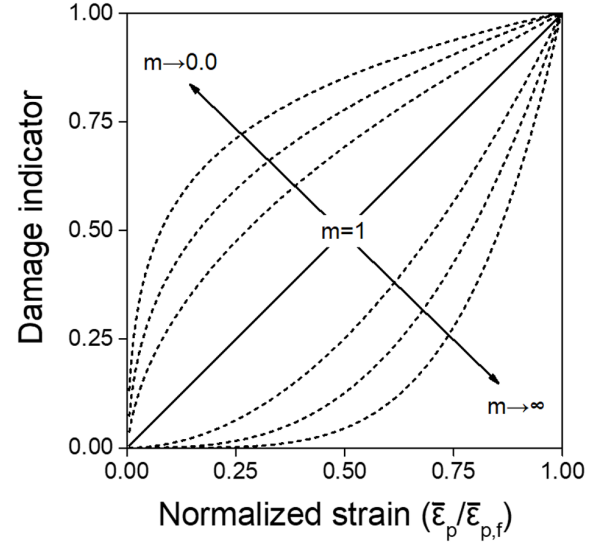


Fig. 3 Damage evolution according to material constant (Park et al., 2018)

(32) and is considered as linear damage development model. If m is bigger than 1, the damage indicator based on the increase of plastic strain is expressed in exponential form. If m is smaller than 1, the damage indicator is expressed in square root form. As materials and structures experience external forces, fracture is considered to occur when the damage indicator reaches 1.0. In this study, linear damage accumulation model ($m = 1.0$) is used.

$$D = \int_0^{\bar{\varepsilon}_{p,f}} m \left(\frac{\bar{\varepsilon}_p}{\bar{\varepsilon}_{p,f}(\eta, \bar{\theta})} \right)^{m-1} \frac{d\bar{\varepsilon}_p}{\bar{\varepsilon}_{p,f}(\eta, \bar{\theta})} \quad (31)$$

$$D = \int_0^{\bar{\varepsilon}_{p,f}} \frac{\bar{\varepsilon}_p}{\bar{\varepsilon}_{p,f}(\eta, \bar{\theta})} d\bar{\varepsilon}_p \quad (32)$$

3. Experiment and numerical analysis

3.1 Tensile experiment

The fracture experiment about EH36 steel conducted in the precedent research (Park et al., 2019) was used as the experimental model for the calibration about material constants of the fracture model. Therefore, a brief description of fracture experiment and numerical analysis performed in the precedent experiment is required. Fig. 4 shows the drawings and names of specimens of the precedent research. The base plate thickness of EH36 steel used for manufacturing specimens is 25 mm, and the specimens were manufactured at 2 mm from the middle layer of the base plate thickness direction. The chemical compositions are listed in Table 1. The flat bar specimens (FB) were manufactured in compliance with ASTM (2004) specifications. The notched tension specimens (NT) were manufactured with the radius (R) of 20 mm. The central hole specimens (CH) have a hole with the radius of 3 mm in their center and were designed to induce pure tensile status

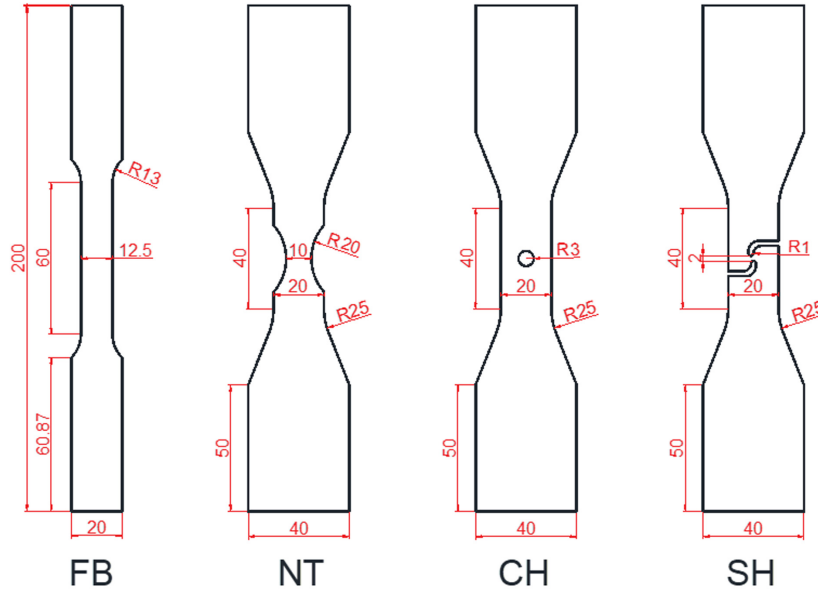


Fig. 4 Design of fracture specimens (Park et al., 2019)

Table 1 Chemical composition of EH36 [wt. %]

C	Si	Mn	P	S	Cr	Cu	Nb	Ti	V
0.0732	0.298	1.543	0.0083	0.0012	0.01	0.009	0.021	0.012	0.002

at the fracture point. The shear specimens (SH) were designed to trigger shear fracture. The fracture experiment was performed at 0.5 mm/min through the stroke displacement control and displacements and loads of 50 mm extensometer and load cell were measured.

3.2 Correction of flow stress material constant

The yield function (f) of isotropic materials is composed of von Mises weighing stress ($\bar{\sigma}$) and flow stress (k), which are developed from materials (Eq. (33)). The plastic potential theory uses the associated flow rule based on the flow rule. In other words, the plastic strain increment vector is parallel to the outward pointing unit normal vector perpendicular to a yield plane at the stress point.

$$f[\sigma, k] = \bar{\sigma} - k = 0 \quad (33)$$

$$k = f[\bar{\varepsilon}_p] = \begin{cases} \bar{\sigma}_0 & \text{if } \bar{\varepsilon}_p \leq \bar{\varepsilon}_{plat} \\ \alpha k_S + (1 - \alpha) k_V & \text{if } \bar{\varepsilon}_p > \bar{\varepsilon}_{plat} \end{cases} \quad (34)$$

$$k_S = A(\varepsilon_0 + \bar{\varepsilon}_p)^n \quad (35)$$

$$k_V = k_0 + Q(1 - \exp(-\beta \bar{\varepsilon}_p)) \quad (36)$$

Plastic hardening equation of materials is expressed as the Swift-Voce constitutive equation (Eq. (34)) that is a linear combination of Swift constitutive equation (Eq. (35)) and Voce constitutive equation (Eq. (36)). In addition, the flow stress was considered by considering the yield plateau that the initial yield stress is maintained and dividing the yield plateau into first half and latter half at $\bar{\varepsilon}_{plat}$ that the yield plateau ends. The material constants of the Swift constitutive equation and the Voce constitutive equation were derived through curve fitting of uniform stress - uniform strain

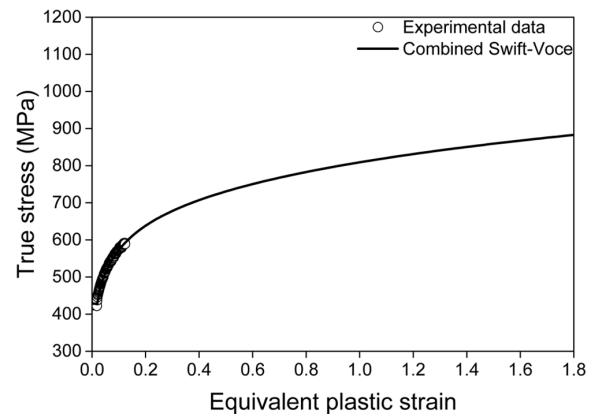


Fig. 5 Flow stress curves (Park et al., 2019)

Table 2 Material constants for Swift-Voce parameter constitutive model (Park et al., 2019)

A [MPa]	ε_0	n	k_0 [MPa]	Q [MPa]	β	α	$\bar{\varepsilon}_{plat}$	σ_0 [MPa]
833.2	0.0001	0.1632	381.2	250.9	14.58	0.88	0.0166	428.028

of smooth specimen, respectively. The weighting factor (α) was determined to enable the load-displacement curve obtained through numerical analysis about NT specimens to have experimental value and minim error. The determined material constants and flow stress curve are presented in Table 2 and Fig. 5 (Park et al., 2019).

3.3 Numerical analysis about tensile experiment

Fig. 6 shows finite element models of three specimens. The shear specimen performs symmetric modeling in the thickness direction. The notched specimen and the center hole specimen were subject to 1/8 modeling with the symmetry condition in the directions of thickness, length and width. In the numerical analysis,

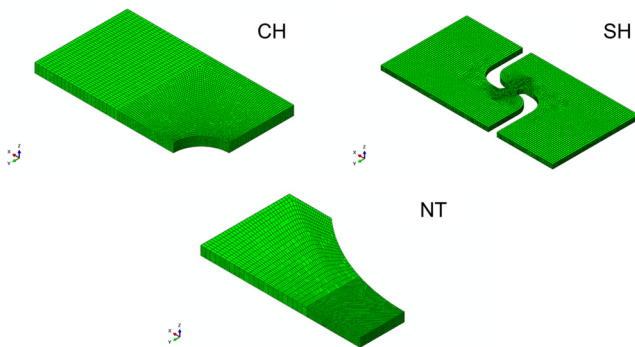


Fig. 6 Finite element modelling

the tensile load was implemented by applying forced displacement to the upper node of each specimen. A commercial finite element analysis program, Abaqus/Explicit (Simulia, 2018) was used for numerical analysis, and 3-dimensional 8-node reduced integration element (C3D8R) was used. 10 notched elements of specimen were placed in the direction of thickness through convergence test.

It is impossible to measure the fracture starting point when any fracture occurs in a specimen even though the fracture experiment is observed by using optical equipment. Even if fracture occurs on the surface, it is difficult to find an exact fracture starting point since the propagation progresses rapidly after nucleation, growth and coalescence of void, which is considered as the generation of fracture. In this study, the fracture initiation displacement was regarded as the point where the load was reduced sharply in the experiment. In addition, the fracture occurrence point was determined to be the factor with the maximum equivalent plastic strain at fracture displacement. Fig. 7 shows the load-extensometer displacement of experiment and numerical analysis to the fracture point. It can be seen that the numerical analysis accurately simulates the experimental results.

Fig. 8 shows the loading path based on the increment of equivalent plastic strain. It can be seen that the loading path of the CH specimen keeps the uniaxial tension state ($\eta=0.33$, $\bar{\theta}=1.0$) to the fracture point. The stress triaxiality of the SH specimen approximates to pure shear state ($\eta=0.0$, $\bar{\theta}=0.0$), but the variability

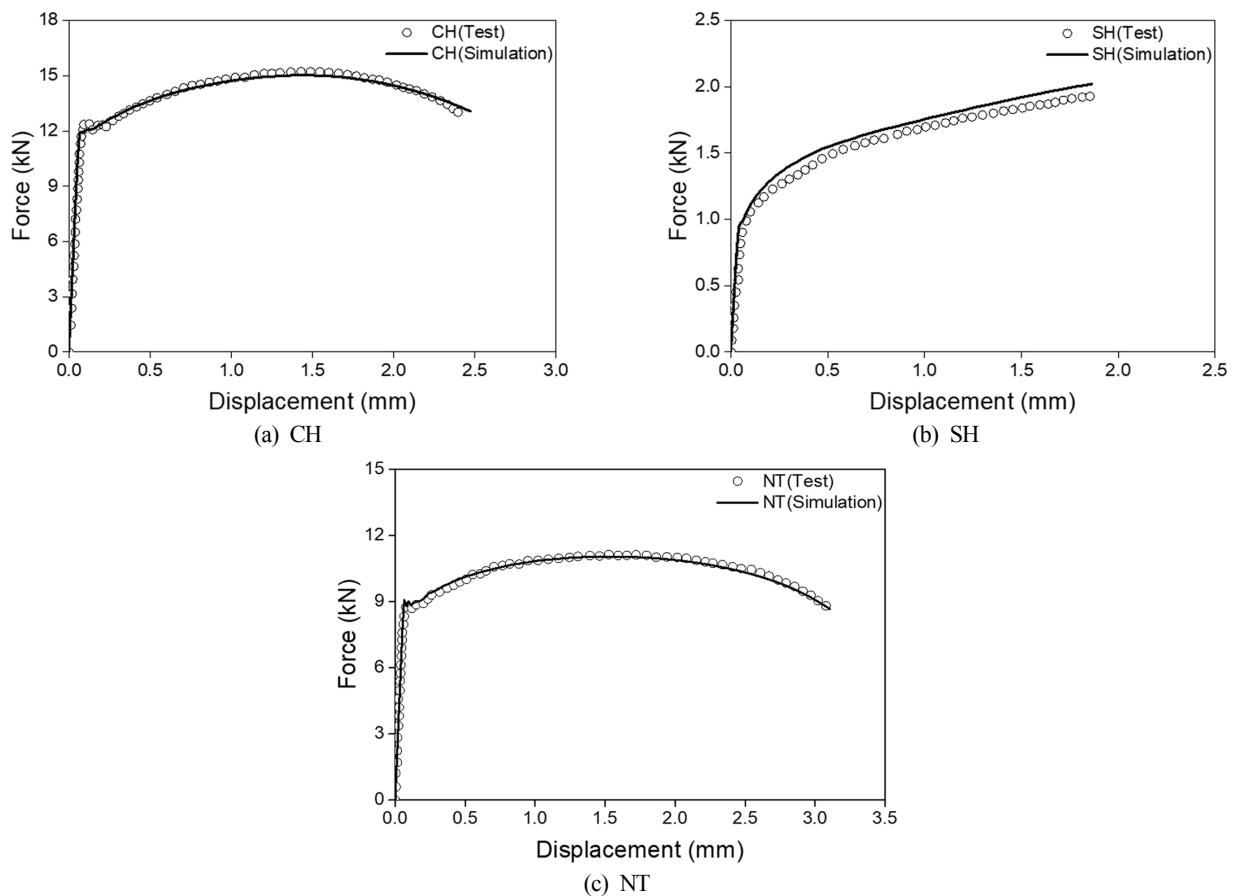


Fig. 7 Comparison of force and displacement curve between test and simulation

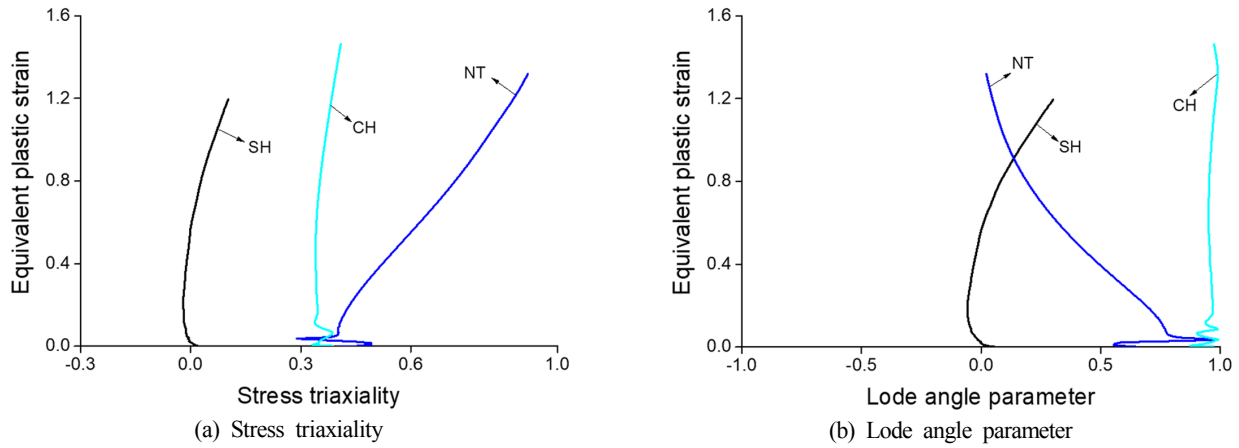


Fig. 8 Loading history for each specimen with increasing equivalent plastic strain

of the Lode angle parameter are significant. It can be seen that the stress triaxiality and the Lode angle parameter are linearly changed in the notched specimen.

4. Material constants of fracture models

To determine material constants of fracture models, the optimization technique was applied. In other words, the material constants of each fracture model were set as design parameters, and the range of the design parameter was used as constraints. In addition, the minimization of the residual sum of squares (R^2) was set as objective function. For optimization, the FMINUNC function

of MATLAB was used. As shown in Fig. 8, the residual sum of squares indicates the sum of squares of ratio between the loading path data obtained from numerical analysis and the prediction data $\bar{\varepsilon}_{p,f}(\eta, \bar{\theta})$ corresponding to the data and is expressed as Eq. (37). Since numerical analysis data for once are composed of about 300 points until fracture occurs, the errors generated on the whole path were minimized. In addition, since one fracture model accompanies three experiments (CH, SH, NT), the errors that could occur in the three experiments were minimized (Eq. (38)). Therefore i is the number of experiments used to calibrate the material constants.

Table 3 presents constraints of design parameters, final material constants and residual sum of squares R^2 . The closer the residual

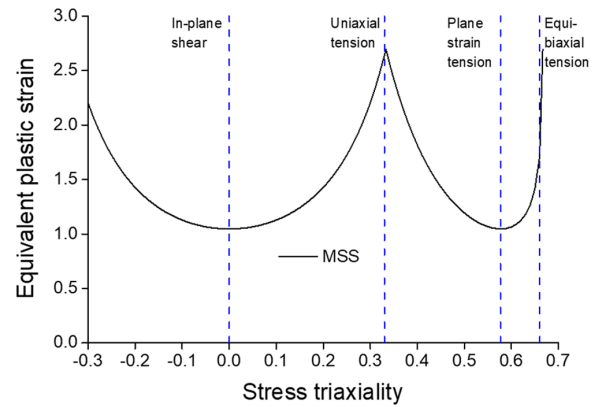
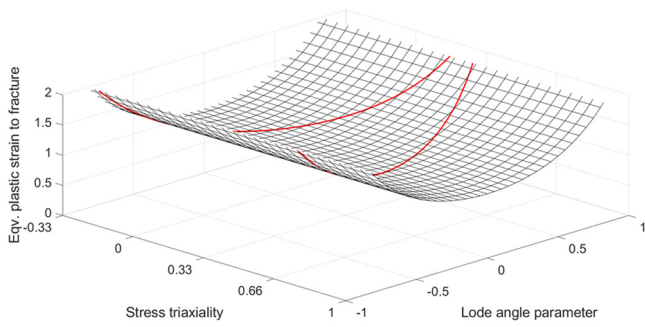
Table 3 Calibrated material constants

Model	Constraint	Material constant	R^2 [%]
MMS	$100.0 \leq \tau_s \leq 700.0$	$\tau_s = 472.35$	63.66
C-L-O	$0.0001 \leq C_1 \leq 5.0$	$C_1 = 1.4376$	71.27
J-C	$0.01 \leq c_0 \leq 3.0$ $0.002 \leq c_1 \leq 3.0$ $0.001 \leq c_2 \leq 3.0$	$c_0 = 1.3325, c_1 = 0.002, c_2 = 0.0046$	21.26
B-W	$0.01 \leq D_1 \leq 3.0$ $0.0001 \leq D_2 \leq 1.0$ $0.01 \leq D_3 \leq 3.0$ $0.0001 \leq D_4 \leq 1.0$	$D_1 = 1.4911, D_2 = 0.0003, D_3 = 1.230, D_4 = 0.0001$	7.56
MMC	$0.0001 \leq c_1 \leq 1.0$ $100.0 \leq c_2 \leq 700.0$ $0.0001 \leq c_\theta^s \leq 1.0$	$c_1 = 0.0001, c_2 = 431.76, c_\theta^s = 0.8916$	7.58
L-H	$1.0 \leq C_1 \leq 3.0$ $0.0001 \leq C_2 \leq 0.2$ $0.1 \leq C_3 \leq 3.0$	$C_1 = 1.3310, C_2 = 0.0001, C_3 = 1.4927$	7.59
HC	$1.0 \leq a \leq 3.0$ $0.1 \leq b \leq 2.0$ $0.0001 \leq c \leq 0.2$	$a = 1.693, b = 1.478, c = 0.0002$	7.03

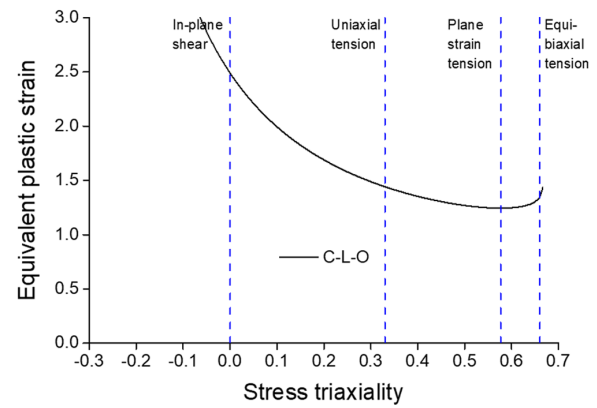
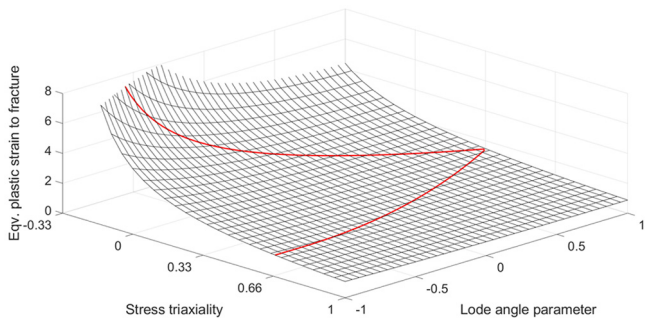
sum of squares using Eq. (37), the less error. It can be seen that the error rate of the C-L-O model is the largest, and B-W, MMC, L-H and HC models relatively recently proposed are estimated to show the best fracture prediction because they represents nearly the same residual sum of squares.

$$R^2 = \left\{ \int_0^{\bar{\epsilon}_{p,f}} \frac{d\bar{\epsilon}_p}{\bar{\epsilon}_{p,f}(\eta, \theta)} - 1 \right\}^2 \quad (37)$$

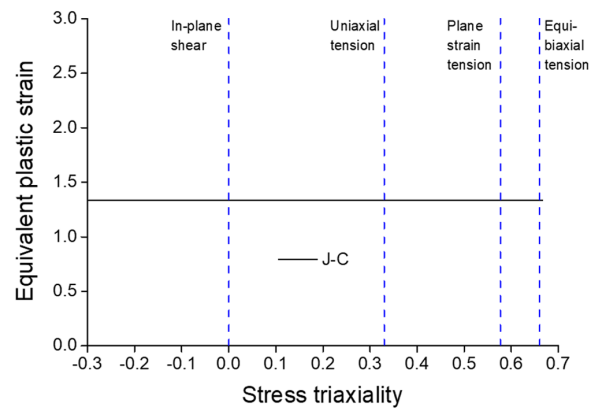
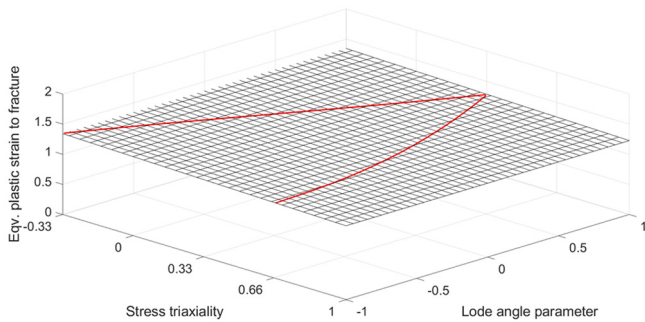
$$\bar{\alpha} = \operatorname{argmin} \left\{ \sum_{i=1}^3 \left\{ \int_0^{\bar{\epsilon}_{p,f}} \frac{d\bar{\epsilon}_p}{\bar{\epsilon}_{p,f}} - 1 \right\}^2 \right\} \quad (38)$$



(a) MSS



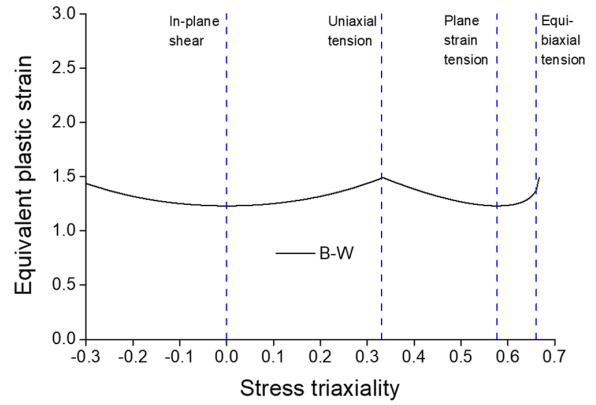
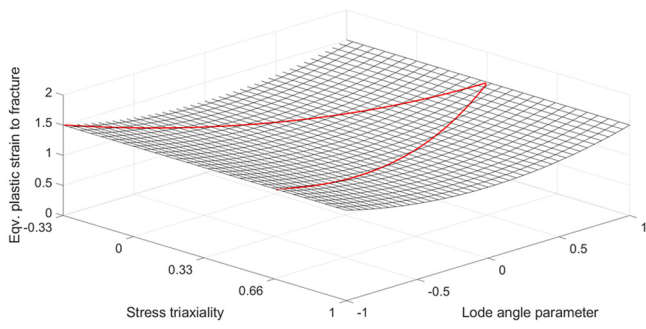
(b) C-L-O



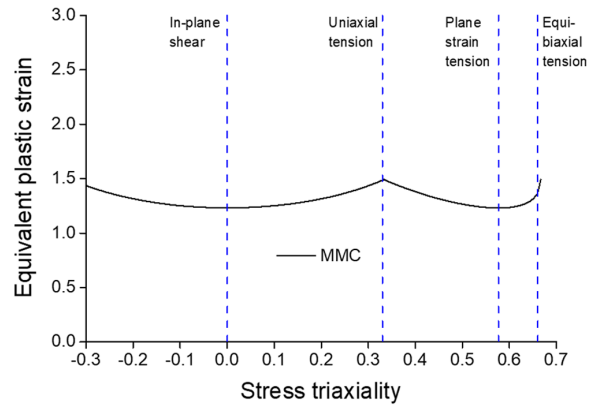
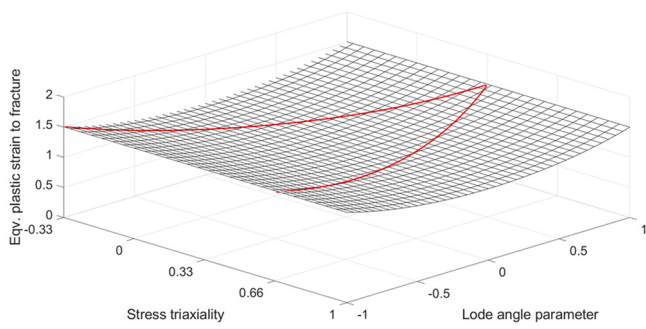
(c) J-C

Fig. 9 shows fracture models in terms of the three dimensional fracture strain plane and the plane stress condition with the stress triaxiality and the load angle as functions. It can be seen that all of the seven fracture models are not significantly affected by the stress triaxiality in three dimensions. This can be confirmed from the J-C model, which has a sole function of the stress triaxiality, and it can be confirmed that the J-C model is close to the fracture strain of about 1.3. In the C-L-O model, the fracture strain increases sharply as it is close to the cut-off region. In addition, it can be seen that five fracture models (MSS, B-W, MMC, HC and L-H) are sensitive to the variability of the Lode angle parameter

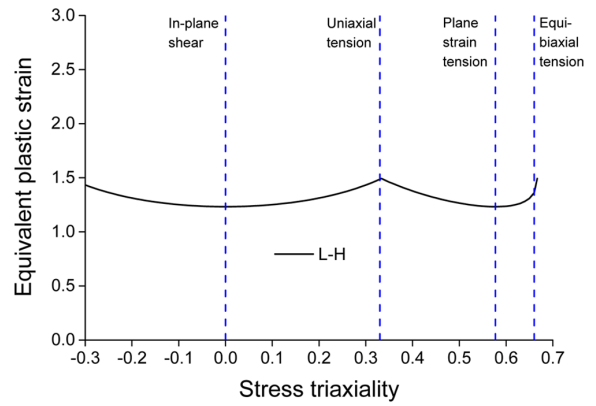
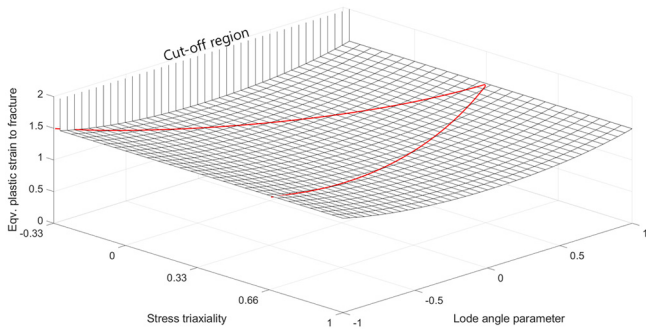
Fig. 9 Fracture locus of EH36 steel



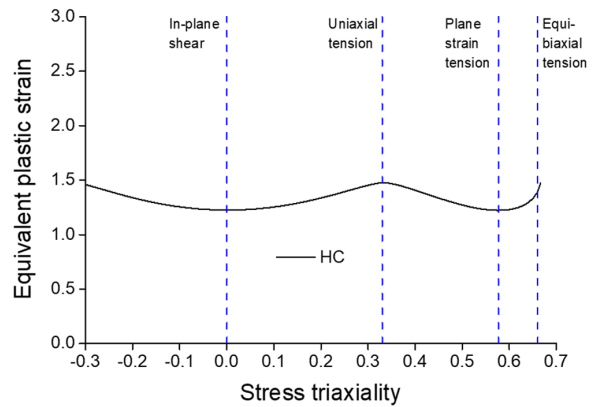
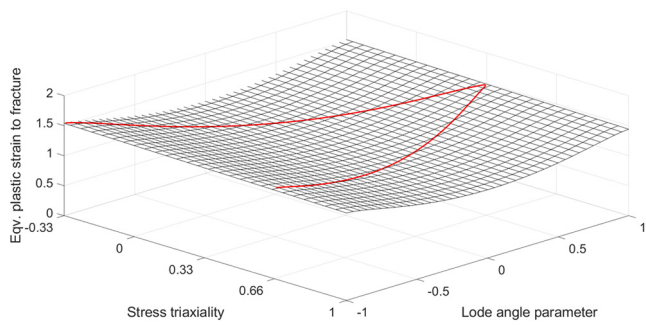
(d) B-W



(e) MMC



(f) L-H



(g) HC

Fig. 9 Fracture locus of EH36 steel (continuation)

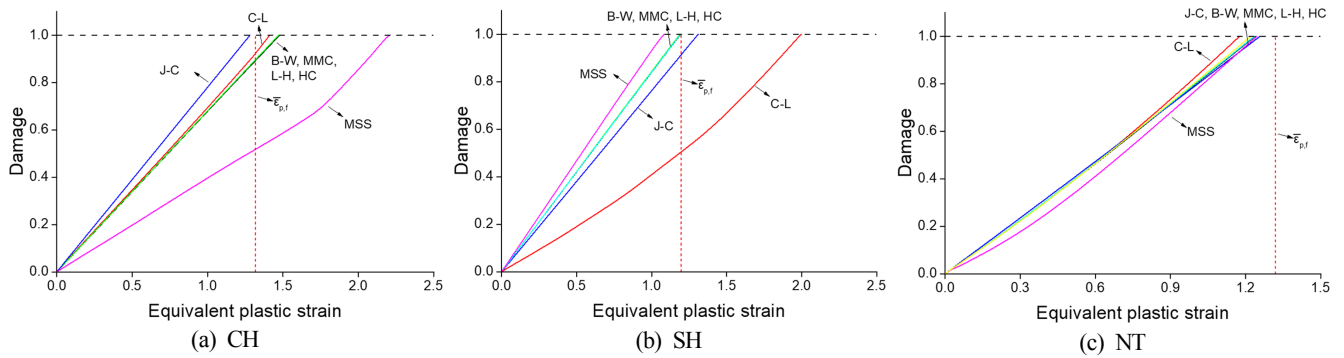


Fig. 10 Damage evolution of each specimens

and that the sensitivity of the Lode angle parameter in MSS is greatest. The four fracture models (B-W, L-H, MMC, and HC) relatively recently proposed do not show significant differences in fracture strain levels as a whole. This can be confirmed more accurately under plane stress conditions. In addition, the fracture models except for the MSS model have similar strain values in the region of $1/3 \leq \eta \leq 2/3$. Therefore, each fracture model is expected to have similar fracture prediction accuracy in tensile region ($1/3 \leq \eta \leq 2/3$). In the case of the MSS model, it can be seen that the fracture strains in uniaxial tension and equi-biaxial tension are more than twice as high as the other models.

Fig. 10 shows the damage by fracture model based on the development of the equivalent plastic strain at fracture points of each specimen along with the equivalent plastic strains at the fracture points. The damage development processes for three specimens in B-W, MMC, L-H and HC models are similar. It can be seen that the C-L model has high accuracy about fracture prediction in the fracture experiments (CH and NT) on the tensile region, but damage indicator is under-estimated at the fracture point. The MSS model has significantly low fracture prediction accuracy about the CH specimen, which maintains the loading path in the uniaxial tension state.

5. Conclusion

In this paper, we presented the fracture behavior characteristics about steel grade EH 36 through the examination of various existing fracture models. Various phenomenological fracture models were represented as stress triaxiality and Lode angle parameter, which were known as dominant variables in fracture behavior of ductile materials. In addition, the flow stress of EH36 steel was

extracted by deriving the material constants of the Swift-Voce constitutive equation through the numerical analysis about the experiments performed in the precedent research (Park et al., 2019). It could be seen that the flow stress, which had presented through numerical analysis about each experiment, exactly analogized the behavior of the steel to the large strain section. We drew the loading path at the fracture point and corrected the material constants of each fracture model. It could be seen that the fracture model was illustrated in stress triaxiality, Lode angle and fracture strain spaces and that EH36 steel was not sensitive to the effect of the stress triaxiality. In addition, It was confirmed that the B-W, L-H, NNC, HC models, which has been relatively recently proposed fracture models, had similar fracture strain levels.

The fracture models examined in this study is based on solid element. For the fracture simulation of structures with thin plate compared to their size (for example, ship structures and marine structures), the use of shell element is essential due to time constraints for modeling and analysis. Recently, multiple researchers has proposed various methods to derive results approximate to solid element in shell element based fracture simulation (Walters et al., 2014; K orgesaar et al., 2014; Park and Mohr, 2017). To apply the fracture models to the actual marine structures, more studies on shell element based fracture simulation technique are required.

Steel grade used in industry is classified according to operating guarantee temperature, minimum yield strength, impact toughness and others. The minimum yield strength and tensile strength of high tensile strength steel with Grade AH36, DH36 and EH36 specified in DNVGL regulation (DNVGL, 2018) are 355 MPa and 490 MPa, respectively, and the upper limits of yield strength and fracture elongation ratio are not clearly specified. Therefore, steels with the same grade may show the differences in mechanical

Table 4 The statistical properties of yield and ultimate tensile strengths of shipbuilding steels (Cho et al., 2015).

Steel grade	No. of specimens	Yield stress, σ_y	Ultimate tensile stress, σ_T
		Mean [MPa]	Mean [MPa]
AH36	2101	433	547
DH36	322	427	542
EH36	41	432	523

properties. The material hardening behavior directly affects the loading path, and reducing the uncertainty of the material hardening behavior is an important issue for increasing accuracy in predicting the fracture behavior. Cho et al. (2015) statistically presented the yield strength and the tensile strength of various steel grades (Table 4). The yield strength and tensile strength of the EH36 steels examined in this study are 428.028 MPa and 523.2 MPa, respectively, which are not significantly different from the average value of EH36 steel given in Table 4. Therefore, it is considered that the fracture model of EH36 steel can represent the fracture model of the same grade steel. However, it can be seen that AH36 and DH36 steels have higher tensile strength than EH36 steel. The construction of database through the fracture experiments on various steels is essential in order to make general conclusions about fracture behavior of steel.

Postscript

This study is the research result performed under the support of Korea Research Institute of Ships & Ocean Engineering's 'Study on the basis of structural engineering design for the construction of structural safety evaluation system (3/3) [PES3250]', National Research Foundation of Korea's 'Overseas excellent researcher support project (2017H1D3A1A01055137)' and Ministry of Trade, Industry and Energy's 'Korea and UK offshore plant global expert training project'.

References

- ASTM, E8, 2004. Standard Test Methods of Tension Testing of Metallic Materials. American Society for Testing and Materials.
- Algarni, M., Choi, Y., Bai, Y., 2017. A Unified Material Model for Multiaxial Ductile Fracture and Extremely Low Cycle Fatigue of Inconel 718. *International Journal of Fatigue*, 96, 162-177. <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2016.11.033>
- Bai, Y., Wierzbicki, T., 2008. A New Model of Metal Plasticity and Fracture with Pressure and Lode Dependence. *International Journal of Plasticity*, 24(6), 1071-1096. <https://doi.org/10.1016/j.ijplas.2007.09.004>
- Bai, Y., Wierzbicki, T., 2010. Application of Extended Mohr-Coulomb Criterion to Ductile Fracture. *International Journal of Fracture*, 161(1), 1-20. <https://doi.org/10.1007/s10704-009-9422-8>
- Bao, Y., Wierzbicki, T., 2004. A Comparative Study on Various Ductile Crack Formation Criteria. *Journal of Engineering Materials and Technology*, 126(3), 314-324. <https://doi.org/10.1115/1.1755244>.
- Bao, Y., Wierzbicki, T., 2005, On the Cut-off Value of Negative Triaxiality for Fracture. *Engineering of Fracture Mechanics*, 72(7), 1049-1069. <https://doi.org/10.1016/j.engfracmech.2004.07.011>
- Cerik, B.C., Park, B., Park, S.J., Choung, J., 2019a. Simulation of Ship Collision and Grounding Damage Using Hosford-Coulomb Fracture Model for Shell Elements. *Ocean Engineering*, 173, 415-432. <https://doi.org/10.1016/j.oceaneng.2019.01.004>
- Cerik, B.C., Park, B., Park, S.J., Choung, J., 2019b. Modeling, Testing and Calibration of Ductile Crack Formation in Grade DH36 Ship Plates. *Marine Structures*, 66, 27-43. <https://doi.org/10.1016/j.marstruc.2019.03.003>
- Clift, S.E., Hartley, P., Sturgess, C.E.N., Rowe, G.W., 1990. Fracture Prediction in Plastic Deformation Processes. *International Journal of Mechanical Sciences*, 32(1), 1-17. [https://doi.org/10.1016/0020-7403\(90\)90148-C](https://doi.org/10.1016/0020-7403(90)90148-C)
- Cheng, C., Meng, B., Han, J.Q., Wan, M., Wu, X.D., Zhao, R., 2017. A Modified Lou-Huh Model for Characterization of Ductile Fracture of DP590 Sheet. *Materials and Design*, 118, 89-98. <https://doi.org/10.1016/j.matdes.2017.01.030>
- Choung, J., Shim, C.S., Kim, K.S., 2011. Plasticity and Fracture Behaviors of Marine Structural Steel, Part III: Experimental Study on Failure Strain. *Journal of Ocean Engineering and Technology*, 25(3), 53-65. <https://doi.org/10.5574/KSOE.2011.25.3.053>
- Cho, S.R., Choi, S.I., Son, S.K., 2015. Dynamic Material Properties of Marine Steels under Impact Loadings. *Proceedings of the 2015 World Congress on Advances in Structural Engineering and Mechanics*, Incheon Korea.
- Cockroft, M.G., Latham, D.J., 1968. Ductility and the Workability of Metals. *Journal of the Institute of Metals*, 96, 33-39.
- DNVGL, 2018. Offshore Standards - Metallic Materials. DNVGL-OS-B101.
- Dunand, M., Mohr, D., 2011. On the Predictive Capabilities of the Shear Modified Gurson and the Modified Mohr-Coulomb Fracture Models over a Wide Range of Stress Triaxialities and Lode Angles. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 59, 1374-1394. <https://doi.org/10.1016/j.jmps.2011.04.006>
- Erice, B., Roth, C.C., Mohr, D., 2017. Stress-State and Strain-Rate Dependent Ductile Fracture of Dual and Complex Phase Steel. *Mechanics of Materials*, 116, 11-32. <https://doi.org/10.1016/j.mechmat.2017.07.020>
- Gurson, A.L., 1977. Continuum Theory of Ductile Rupture by Void Nucleation and Growth: Part I - Yield Criteria and Flow Rules for Porous Ductile Media. *Journal of Engineering Materials and Technology*, 99(1), 2-15. <https://doi.org/10.1115/1.3443401>
- Hancock, J.W., Brown, D.K., 1983. On the Role of Strain and Stress State in Ductile Failure. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 31(1), 1-24. [https://doi.org/10.1016/0022-5096\(83\)90017-0](https://doi.org/10.1016/0022-5096(83)90017-0)
- Johnson, G.R. Cook, W.H., 1985. Fracture Characteristics of Three Metals Subjected to Various Strain, Strain Rates Temperatures and Pressures. *Engineering Fracture Mechanics*, 21(1), 31-48. [https://doi.org/10.1016/0013-7944\(85\)90052-9](https://doi.org/10.1016/0013-7944(85)90052-9)

- Körgesaar, M., Remes, H., Romanoff, J., 2014. Size Dependent Response of Large Shell Elements under In-plane Tensile Loading. *International Journal of Solids and Structures*, 51 (21-22), 3752-3761. <https://doi.org/10.1016/j.ijsolstr.2014.07.012>
- LeRoy, G., Embury, J.D., Edwards, G., Ashby, M.F., 1981, A Model of Ductile Fracture Based on the Nucleation and Growth of Voids. *Acta Metallurgica*, 29(8), 1509-1522. [https://doi.org/10.1016/0001-6160\(81\)90185-1](https://doi.org/10.1016/0001-6160(81)90185-1)
- Lemaitre, J., 1985. A Continuous Damage Mechanics Model for Ductile Fracture. *Journal of Engineering Materials and Technology*, 107(1), 83-89. <https://doi.org/10.1115/1.3225775>
- Li, Y., Luo, M., Gerlach, J., Wierzbicki, T., 2010. Prediction of Shear-induced Fracture in Sheet Metal Forming. *Journal of Materials Processing Technology*, 210(14), 1858-1869. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2010.06.021>
- Lou, Y., Huh, H., Lim, S., Pack, K., 2012. New Ductile Fracture Criterion for Prediction of Fracture Forming Limit Diagrams of Sheet Metals. *International Journal of Solids and Structures*, 49(25), 3605-3615. <https://doi.org/10.1016/j.ijsolstr.2012.02.016>
- McClintock, F.A., 1968., A Criterion for Ductile Fracture by the Growth of Holes. *Journal of Applied Mechanics*, 35(2), 363-371. <https://doi.org/10.1115/1.3601204>
- Min, D.K., Cho, S.R., 2012. On the Fracture of Polar Class Vessel Structures Subjected to Lateral Impact Loads. *Journal of the Society Naval Architects of Korea*, 49(4), 281-286. <https://doi.org/10.3744/STAK.2012.49.4.281>
- Mohr, D., Marcadet, S., 2015. Micromechanically-motivated Phenomenological Hosford-coulomb Model for Predicting Ductile Fracture Initiation at Low Stress Triaxialities. *International Journal of Solids and Structures*. 67-68, 40-55. <https://doi.org/10.1016/j.ijsolstr.2015.02.024>
- Oh, S.I., Chen., C.C., Kobayashi, S., 1979. Ductile Fracture in Axisymmetric Extrusion and Drawing-Part 2: Workability in Extrusion and Drawing. *Journal of Engineering for Industry*, 101(1), 36-44. <https://doi.org/10.1115/1.3439471>
- Park, N., Huh, H., Nam, J.B., Jung, C.G., 2015. Anisotropy Effect on the Fracture Model of DP980 Sheets Considering the Loading Path. *International Journal of Automotive Technology*, 16(1), 73-81. <https://doi.org/10.1007/s12239-015-0008-3>
- Park, N., Huh, H., 2016. Modeling of a Ductile Fracture Criterion for Sheet Metal Considering Anisotropy. *Transactions of Materials Processing*, 25(2), 91-95. <http://dx.doi.org/10.5228/KSTP.25.2.91>
- Pack, K., Mohr, D., 2017. Combined Necking & Fracture Model to Predict Ductile Failure with Shell Finite Elements. *Engineering Fracture Mechanics*, 182, 32-51. <https://doi.org/10.1016/j.engfracmech.2017.06.025>
- Park, S.J., Lee, K., Choung, J., Walters, C.L., 2018. Ductile Fracture Prediction of High Tensile Steel EH36 Using New Damage Functions. *Ships and Offshore Structures*, 13, 68-78. <https://doi.org/10.1080/17445302.2018.1426433>
- Park, S.J., Lee, K., Cerik B.C., Choung, J., 2019. Ductile Fracture Prediction of EH36 Grade Steel Based on Hosford-Coulomb Model. *Ships and Offshore Structures*, 14, 68-78. <https://doi.org/10.1080/17445302.2019.1565300>
- Rice, J.R., Tracey, D.M., 1969. On the Ductile Enlargement of Voids in Triaxial Stress Fields. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*. 17(3), 201-217. [https://doi.org/10.1016/0022-5096\(69\)90033-7](https://doi.org/10.1016/0022-5096(69)90033-7)
- Roth, C.C., Mohr, D., 2016. Ductile Fracture Experiments with Locally Proportional Loading Histories. *International Journal of Plasticity*, 79, 328-354. <https://doi.org/10.1016/j.ijplas.2015.08.004>
- Simulia, 2018. Abaqus User Manual.
- Tornqvist, R., 2003. Design of Crashworthy Ship Structures. Ph.D. Thesis, Technical University of Denmark.
- Tvergaard, V., Needleman, A., 1984. Analysis of the Cup-cone Fracture in a Round Tensile Bar. *Acta Metallurgica*, 32(1), 157-169. [https://doi.org/10.1016/0001-6160\(84\)90213-X](https://doi.org/10.1016/0001-6160(84)90213-X)
- Walters, C.L., 2014. Framework for Adjusting for Both Stress Triaxiality and Mesh Size Effect for Failure of Metals in Shell Structures. *International Journal of Crashworthiness*, 19(1), 1-12. <https://doi.org/10.1080/13588265.2013.825366>
- Xinke, X., Pan, H., Bai, Y., Yanshan, L., Lin, C., 2019. Application of the Modified Mohr-Coulomb Fracture Criterion in Predicting the Ballistic Resistance of 2024-T351 Aluminum Alloy Plates Impacted by Blunt Projectiles. *International Journal of Impact Engineering*, 123, 26-37. <https://doi.org/10.1016/j.ijimpeng.2018.09.015>
- Xue, L., 2007, Damage Accumulation and Fracture Initiation in Uncracked Ductile Solids Subject to Triaxial Loading. *International Journal of Solids and Structures*, 44(6), 5163-5181. <https://doi.org/10.1016/j.ijsolstr.2006.12.026>

Nonlinear Buckling Finite Element Analysis to Estimate Collapse Pressure of Thick Cylinder under Hydrostatic Pressure

Jae-Hwan Lee^{1)*}, Byoungjae Park^{2)**} and Hyuek-Jin Choi^{1)**}

¹⁾Naval Architecture and Ocean Engineering, Chungnam National University, Daejeon, Korea

²⁾Korea Research Institute of Ships and Ocean Engineering, KRISO, Daejeon, Korea

두꺼운 원통형 내압용기의 붕괴하중 추정을 위한 비선형좌굴 유한요소해석

이재환^{1)*} · 박병재^{2)**} · 최혁진^{1)**}

¹⁾충남대학교 선박해양공학과

²⁾한국해양과학기술원 부설 선박해양플랜트연구소

KEY WORDS: Thick cylinder 두꺼운 실린더, Pressure vessel 내압용기, Hydraulic pressure 수압, Buckling load 좌굴하중, Collapse load 붕괴하중, Ovality 난형도, Imperfection 불완전성

ABSTRACT: In order to perform a pressure chamber experiment with a circular cylindrical pressure vessel, the dimensions of the cylinder need to be determined in the range of the maximum externally applied pressure of the chamber to create the collapse process. In this study, the collapse load values from published chamber test results, finite element analysis and the theory of thick cylinders were thoroughly compared in a aluminum cylinder. In order to investigate the effect of collapse load according to the ovality during manufacturing, nonlinear buckling analysis was performed and the collapse load according to ovality was compared. Based on the results, the dimensions of the steel cylinder were determined for the future chamber collapse test.

1. 개 요

해양플랜트의 건설, 해양자원 탐사 및 개발 등 해저 작업의 확대에 따라 다양한 해양장비 및 로봇의 개발되고 운용되고 있다. 일반적으로 해양장비 및 로봇의 전원, 통신 및 제어를 위한 전자장비등은 운용환경의 높은 수압으로부터 보호하기 위하여 내압용기에 탑재된다. 따라서 내압용기 설계는 외압으로부터 내부를 대기압 상태로 유지하기 위하여 다양한 해석과 실험이 필수적으로 요구된다. 내압용기는 주로 원통형이 사용되며 직경과 두께의 비(D/t)를 기준으로 20이하이면 두꺼운 원통형 내압용기로, 20이상이면 얇은 원통형 내압용기로 분류할 수 있다. 국내의 원통형 내압용기 설계 관련 연구는 1991년 소형잠수정(옥포6000)의 개발을 위한 심해용 압력용기 붕괴해석 연구(Shin and Yoo, 1999)를 시작으로 티타늄 Ti-6Al-4V 재료의 심해저 잠수정용 내압용기의 항복응력, 설계압력, 외경과 두께의 확률변

수에 대한 신뢰성기반의 최적설계 연구(Jeong et al., 2006)와 동일 내압용기의 고압챔버 실험 관련 연구(Jeong et al., 2007)가 수행되었다. 또한 천해용 얇은 실린더의 설계(Lee et al., 2016) 및 잠수함 내압선체의 좌굴과 관련한 연구(Kim, et al., 2012; Nho, et al., 2017)등의 연구가 수행되었다. 다만, 앞서 언급한 연구들은 대부분 얇은 원통형 내압용기를 대상으로 수행되었다. 한편, 두꺼운 원통형 내압용기와 관련한 연구는 원자로 실린더 설계와 관련한 파손압력 추정(Yoo et al., 2010)이 있으나 주로 육상의 원자력 분야에서 수행되고 있으며 특히 조선·해양 분야에서는 수심 2000m급 두꺼운 내압용기 설계를 위하여 ASME(The American Society of Mechanical Engineers) BPVC(Boiler and pressure vessel code) Section VIII 규정을 기초로 하여 초기설계 후 구조해석을 하고, 내압용기를 제작하여 내압시험과의 결과를 비교하는 연구(Choi et al., 2016)를 수행하였으나 두꺼운 원통형 내압용기에 대한 연구는 아직 많이 부족한 실정이다.

Received 4 January 2019, revised 27 May 2019, accepted 13 June 2019

Corresponding author Byoungjae Park: +82-42-866-3736, byoungjae@kriso.re.kr ORCID: https://orcid.org/0000-0002-8943-1477

© 2019, The Korean Society of Ocean Engineers

This is an open access article distributed under the terms of the creative commons attribution non-commercial license (<http://creativecommons.org/licenses/by-nc/3.0>) which permits unrestricted non-commercial use, distribution, and reproduction in any medium, provided the original work is properly cited.

본 연구에서는 두꺼운 내압용기의 설계/해석/실험에 필수적으로 요구되어지는 붕괴하중의 예측을 위하여 기 발표된 두꺼운 실린더의 붕괴하중과 관련한 다양한 이론식들을 현상에 따라 정리하고 비선형 좌굴해석을 수행하여 붕괴하중을 산출하고 기 발표된 연구 및 이론식과 비교하였다. 또한 추후 계획된 두꺼운 강철 내압용기의 압력챔버 실험을 위하여 설계치수를 검토하고 붕괴하중을 산출하였다.

2. 두꺼운 실린더의 붕괴하중식

외압을 받는 실린더의 손상과정은 좌굴을 거쳐 소성붕괴에 이르게 되므로 좌굴하중과 붕괴하중을 모두 고려해야한다. 특히, 두꺼운 실린더의 좌굴하중은 항복이 발생하기 시작하는 하중으로 정의되는 탄성한계하중보다 큰 경우가 많으므로 좌굴하중, 소성붕괴하중과 함께 탄성한계하중에 대한 검토도 병행되어야 한다. 실린더의 붕괴하중과 관련한 참고문헌마다 사용 기호가 달라 혼동을 줄이고자 본 논문에서는 Fig. 1과 같이 사용 기호를 통일하여 정리하였다.

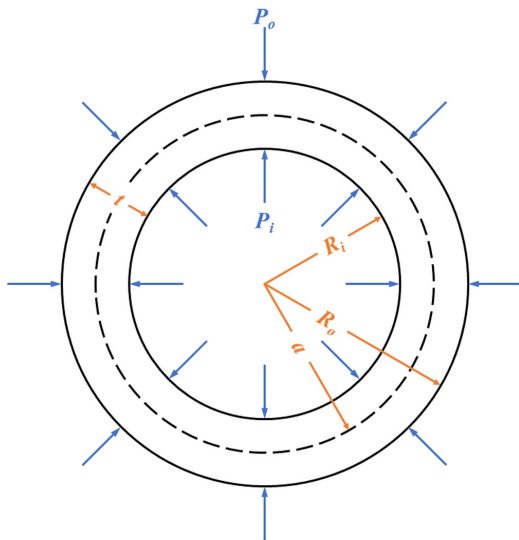


Fig. 1 Basic geometric variables

2.1 좌굴하중

외압을 받는 얇은 실린더의 좌굴하중은 얇은 쉘 이론(Thin shell theory)을 기반으로 도출되며 식 (1)과 같이 표현된다 (Timoshenko and gere, 1961).

$$P_{cr}^{tsh} = \frac{1}{4} \frac{E}{1-\nu^2} \frac{t^3}{a^3} \quad (1)$$

이때, \$a\$는 \$\frac{1}{2}(R_i + R_o)\$, \$t\$는 두께, \$E\$는 탄성계수, \$\nu\$는 프와송의 비이다.

Papadakis(2008)는 얇은 실린더의 좌굴하중식은 횡단면변형 및 반경방향 응력 등의 두께에 따른 차이를 고려하지 못하기 때문에 두꺼운 실린더의 좌굴하중을 과대하게 추정한다고 하고 전단변형과 비선형 변위를 도입하고 이차 Piola-Kirchhoff 응력이

로 구성된 평형방정식의 변위를 삼각함수로 가정하여 식 (2)를 도출하였다.

$$P_{cr} = \frac{\frac{K}{a^3}(m^2-1)(1-\xi)}{1 + \frac{t}{2a} - \xi \frac{5}{12} \left[\left(1 + \frac{t}{2a}\right) - \frac{1}{m^2} \left(1 - \frac{t}{2a}\right) \right]} \quad (2)$$

여기서, \$m\$은 정수, \$K = \frac{Et^3}{12(1-\nu^2)}\$, \$\xi = \frac{Km^2}{Km^2 + a^2 \frac{5}{6} Gt}\$

$$= \frac{\frac{t^2}{a^2} m^2}{\frac{t^2}{a^2} m^2 + 5(1-\nu)} \text{이다.}$$

식 (2)의 \$m=2\$일 때, \$P_{cr}\$가 최솟값을 갖으며 두꺼운 실린더의 좌굴하중식은 식 (3)과 같이 표현된다.

$$P_{cr(m=2)} = \frac{1}{4} \frac{E}{1-\nu^2} \left(\frac{t}{a}\right)^3 \frac{(1-\xi_{(m=2)})}{1 + \frac{t}{2a} - \xi_{(m=2)} \left(\frac{5}{16} + \frac{25}{96} \frac{t}{a}\right)} \quad (3)$$

두꺼운 실린더의 좌굴하중식에 얇은 실린더 조건(\$t/a \ll 1, \xi \ll 1\$)을 적용하면 얇은 실린더의 좌굴하중식과 같아짐을 확인할 수 있으며 따라서 실린더의 두께와 상관없이 사용될 수 있다.

$$P_{cr}^{tst} = \frac{K}{a^3} (m^2-1) = \frac{1}{12} \frac{E}{1-\nu^2} \frac{h^3}{a^3} (m^2-1) \quad (4)$$

2.2 탄성한계 하중

Corradi et al.(2011)는 Lamé 응력식과 von Mises 항복 응력식을 기반으로 탄성한계 하중식을 도출하였다. 일반적인 두꺼운 실린더의 탄성영역에서의 반경방향(\$\sigma_r\$), 원주방향(\$\sigma_\theta\$) 및 축방향 응력(\$\sigma_z\$)을 나타내는 Lamé 응력식은 식 (5)-(7)과 같다.

$$\sigma_r = -P_o \frac{r_o^2}{r_o^2 - r_i^2} \frac{r^2 - r_i^2}{r^2} - P_i \frac{r_i^2}{r_o^2 - r_i^2} \frac{r_o^2 - r^2}{r^2} \quad (5)$$

$$\sigma_\theta = -P_o \frac{r_o^2}{r_o^2 - r_i^2} \frac{r^2 + r_i^2}{r^2} + P_i \frac{r_i^2}{r_o^2 - r_i^2} \frac{r_o^2 + r^2}{r^2} \quad (6)$$

$$\sigma_z = \frac{P_i r_i^2 - P_o r_o^2}{r_o^2 - r_i^2} \quad (7)$$

여기서, \$P_o\$는 외압, \$P_i\$는 내압, \$r_o\$는 외부 반경, \$r_i\$ 내부 반경, \$r\$은 실린더의 임의의 점까지의 반지름이다.

Lamé 응력식에서 외부 압력(\$P_o\$)만 있는 경우(\$P_i=0\$)를 고려할 때, 실린더 내부 표면(\$r=r_i\$)에서 von Mises 응력이 최대가 되며 반경방향 응력(\$\sigma_r\$)은 0이 되고 원주방향응력(\$\sigma_\theta\$)와 축방향 응력(\$\sigma_z=n\$)만 존재하게 된다. 이때의 응력상태를 von Mises 항복응력식에 대입하여 식 (8)과 같이 탄성한계하중식이 도출된다.

$$P_o = \sigma_0 \frac{1}{2} \frac{r_o^2 - r_i^2}{r_o^2} \left(\sqrt{1 - \frac{3}{4} \left(\frac{n}{\sigma_0} \right)^2} - \frac{1}{2} \frac{n}{\sigma_0} \right) \quad (8)$$

이때, σ_0 는 재료의 항복응력이다.

식 (8)에서 축방향 하중만 존재할 경우, 붕괴는 식 (9)와 같이 축방향 응력에 의하여 결정되며, 순수한 외압만 있는 경우에는 식(10)과 같으며 축방향 응력은 0이 된다. 또한 축방향 하중과 외압이 모두 있는 정수압(Hydrostatic pressure) 상태에서의 탄성 한계하중과 축응력은 식 (11)와 같다.

$$P_{cr} = 0, \sigma_z = n = \pm \sigma_0 \quad (9)$$

$$P_{cr} = \sigma_0 \frac{t}{r_o} \left(1 - \frac{1}{2} \frac{t}{r_o} \right), \sigma_z = n = 0 \quad (10)$$

$$P_{cr} = \frac{2}{\sqrt{3}} \sigma_0 \frac{t}{r_o} \left(1 - \frac{1}{2} \frac{t}{r_o} \right), n = -\frac{1}{\sqrt{3}} \sigma_0 \quad (11)$$

2.3 소성붕괴하중

Corradi et al.(2011)은 두꺼운 실린더의 경우, 소성붕괴하중 (Plastic collapse) 한계 값을 도출하기 위하여 외부하중에 의한 일과 붕괴과정에서 소성적으로 발산하는 에너지를 같게 하여 소성붕괴하중 계산하고 소성붕괴하중과 축방향 응력을 식 (12)와 식 (13)과 같이 제시하였다.

$$P_{cr} = \frac{2}{\sqrt{3}} \sigma_u \ln \frac{r_o}{r_i} \quad (12)$$

$$\sigma_z = -\frac{2}{\sqrt{3}} \sigma_0 \frac{r_o^2}{r_o^2 - r_i^2} \ln \frac{r_o}{r_i} = -\frac{r_o^2}{r_o^2 - r_i^2} P_{cr} \quad (13)$$

2.4 난형도(Ovality)의 영향

Timoshenko and Gere(1961)에서 처음 소개된 실린더의 난형도 (Ovality or noncircularity)는 원형의 완벽함을 의미한다. 난형도는 구조의 불안정성이 발생함을 의미하며 정도가 커지면 불안정성이 커지므로 좌굴하중은 작아진다. 즉, 난형도에 비례하여 좌굴에 취약하다는 의미이다. Bickell and Ruiz(1967)은 Fig. 2와 같은 형태의 난형도가 있는 두꺼운 실린더의 좌굴하중식을 식 (14)-(15)와 같이 제시하였다.

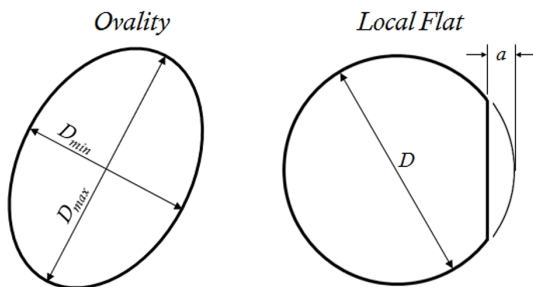


Fig. 2 Ovality of cylinder

$$P'_c = \frac{2\sigma_0 t/D}{1 + \frac{1.5u(1-0.2D/L)}{100t/D}} \quad (\text{with } D/L < 5) \quad (14)$$

$$P'_c = \frac{2\sigma_0 t}{D} \quad (\text{with } \frac{D}{L} > 5) \quad (15)$$

여기서, σ_0 은 항복응력, D 는 평균지름을 나타내며 u 는 Out-of-roundness로 다음 중 큰 값을 사용한다.

$$u = \frac{2(D_{\max} - D_{\min})}{D_{\max} + D_{\min}} \times 100 \quad \text{or} \quad u = \frac{4a}{D} \times 100 \quad (16)$$

3. 두꺼운 원통형 내압용기의 비선형좌굴해석

비선형좌굴해석은 Choi et al.(2016)에서 수행한 압력챔버 실험을 참고하여 수행하였다. Choi et al.(2016)의 실험에 사용된 덮개를 갖는 알루미늄 내압용기의 주요 제원은 Table 1과 같으며 직경과 두께의 비(D/t)가 14.75로 두꺼운 실린더로 분류될 수 있다. 실험에서는 Fig. 3과 같이 60MPa까지 가압하고 원주방향 변형률을 측정하였다.

Fig. 4는 Choi et al.(2016)의 압력챔버 실험의 결과로 내압용기 외부 표면에서 측정된 원주방향 변형률은 압력이 45MPa까지 선형적으로 증가하다 이후 급격하게 변화하는 것으로 보아 45MPa에서 항복이 발생하고 소성변형이 발생하여 50.5MPa에서 붕괴되었다. 단, 압력챔버 실험은 덮개와 내압용기의 결합부에 틈이 발생하여 종료되었으므로 실제 붕괴하중은 더 클 것으로 예상되나 정확한 예상이 어려우므로 본 연구에서는 붕괴하중을 50.5MPa로 가정하였다. 또한 Fig. 5와 같이 내압용기의 최종 변형형상은 좌굴차수가 3(Lobe 3)인 형상이다.

Table 1 Dimension of cylinder (Choi et al., 2016)

Outer diameter	295.7 mm
Inner diameter	255.7 mm
Length	590 mm
Thickness	20 mm

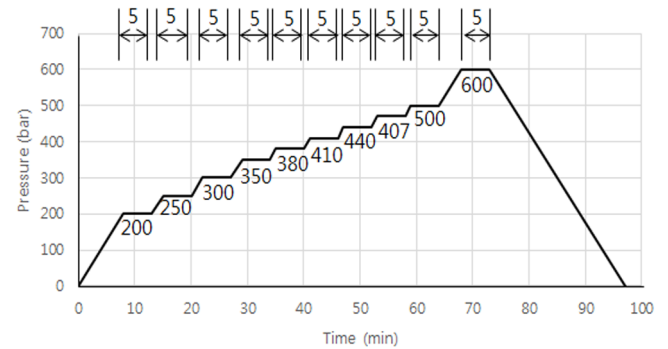


Fig. 3 Chamber test Condition (Choi et al., 2016)

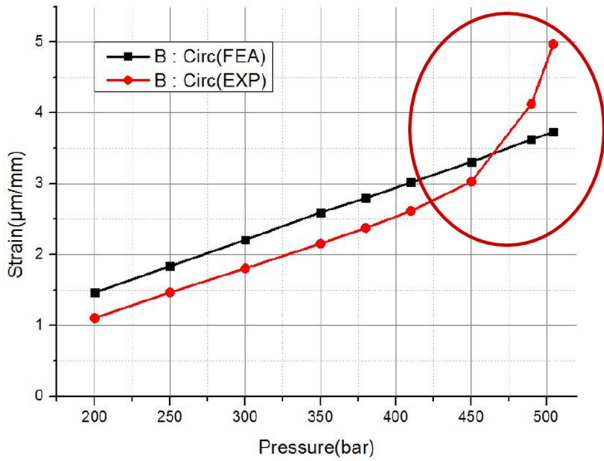


Fig. 4 Comparison of test and FEA (Choi et al., 2016)



Fig. 5 Collapse of thick aluminum cylinder (Choi et al., 2016)

3.1 비선형 좌굴해석

비선형 좌굴해석은 완전 원형단면의 내압용기와 제작공차를 가정하여 실제 형상에 난형도를 부여한 내압용기에 대하여 수행하고 붕괴하중을 산출하였다. 비선형 좌굴해석에 사용된 주요 물성조건은 Table 2와 같다. 비선형좌굴해석은 Fig. 6과 같이 탄성좌굴해석과 고유치해석을 통하여 좌굴형상을 결정하고 이를 연계하여 비선형 좌굴해석을 수행하였다. Choi et al.,(2016) 실험의 붕괴하중은 50.5MPa이나 실험이 중단된 것을 감안하여 60MPa의 압력을 부여하였으며 실험조건과 동일하게 바닥면을 고정하였다. 위/아래 덮개와 내압용기의 연결부와 3차 모드에 의한 변형(외부 겹면이 3방향에서 안쪽으로 진행됨)을 고려하여 내압용기 내부에 접촉조건을 적용하였다. 해석은 상용 유한요소해석 프로그램인 ANSYS를 사용하였으며 증분량의 크기를 일정한 값으로 제어하여 안정적인 수렴성을 확보할 수 있는 호

Table 2 Conditions of nonlinear buckling analysis

Material model	Bilinear isotropic hardening
Yield stress	370 MPa
Young's modulus	71 GPa
tangential stiffness	0.5 GPa
Robe number	3

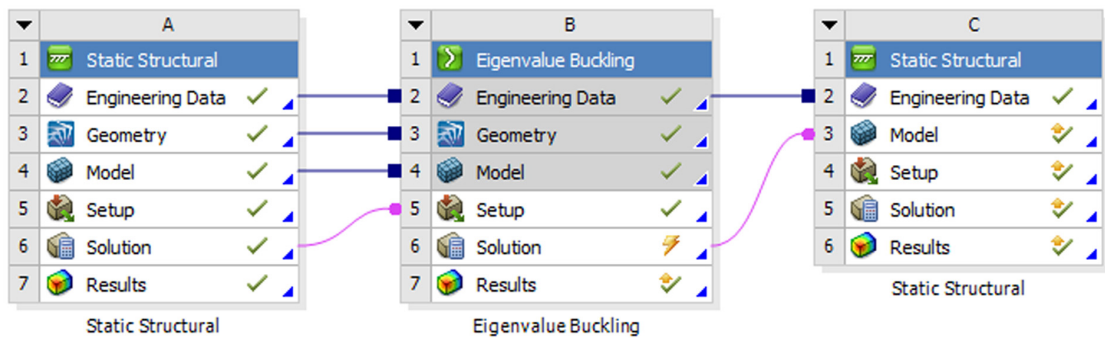


Fig. 6 Procedure of nonlinear buckling analysis

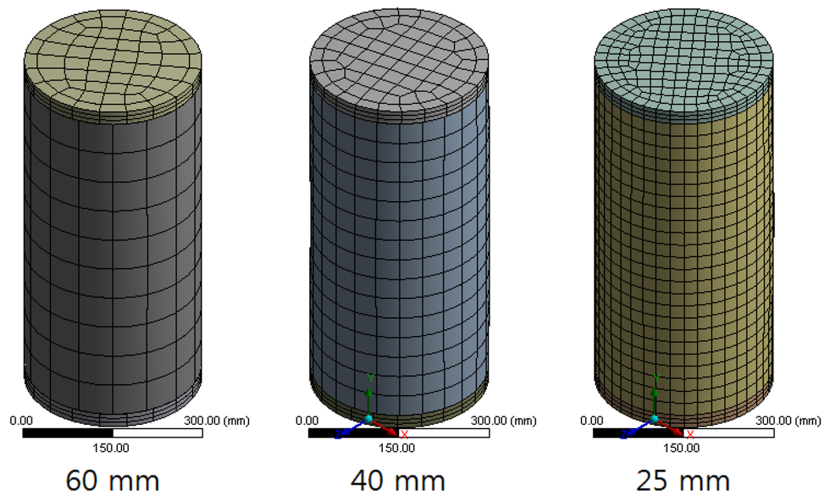


Fig. 7 Elements for mesh test

장중분법(Arc-Length method)을 사용하였다.

완전 원형단면 내압용기의 경우, Fig. 7 및 Table 3과 같이 요소 크기에 관계없이 수렴된다. 반면 1mm의 Imperfection이 있는 단면의 내압용기의 비선형 해석결과는 요소의 대칭성과 크기에 따라 Fig. 8과 같이 변형형상이 달라지므로 대칭성과 요소 크기를 고려해야한다. 이를 고려하여 작성된 유한요소모델은 Fig. 9와 같으며 사용된 절점은 111,295개, 요소는 22,416개이다.

3.2 완전 원형단면 내압용기의 비선형 좌굴해석

일반적인 구조물에서 좌굴은 1차 모드에서 붕괴가 되면 나머지 모드들은 큰 의미를 갖기 어려운 것으로 알려졌으나 외압을 받는 덮개가 있는 실린더는 3차 모드로 붕괴가 된다(Timoshenko and Gere, 1961; Nho et al., 2017). 완전 원형단면 내압용기의 고유치 해석결과에 따른 3차 모드 형상은 Fig. 10과 같으며 Fig. 11

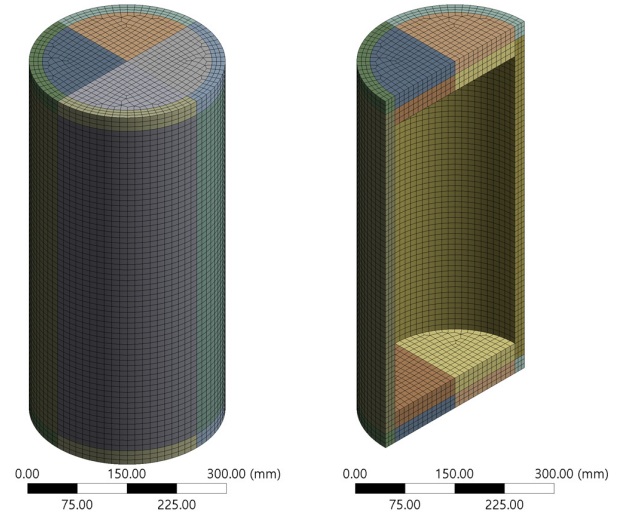


Fig. 9 FEM model

Table 3 Analysis time

Mesh size [mm]	Element	Analysis time [s]	Collapse load [MPa]
60	1128	1056	53.72
40	1896	1054	53.66
25	4644	4838	53.65

은 해석결과와 변위, 응력, 변형률을 보여주고 있다. Fig. 12는 완전 원형단면 내압용기 비선형 좌굴해석의 변위와 하중 그래프로 하중이 급격히 감소하는 53.25MPa를 붕괴하중으로 산정할 수 있다.

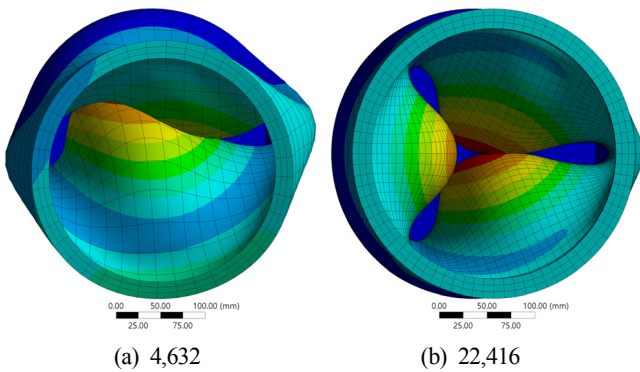


Fig. 8 Comparison of deformation shape according to the number of element

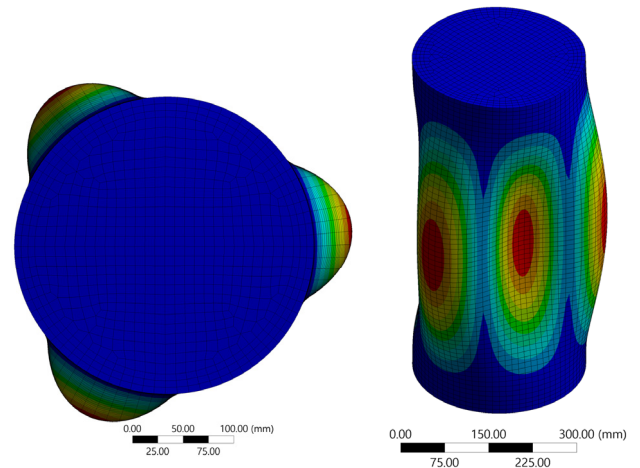
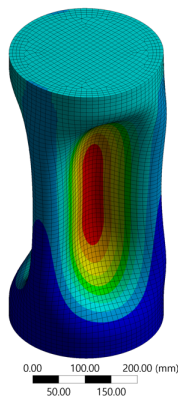
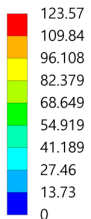


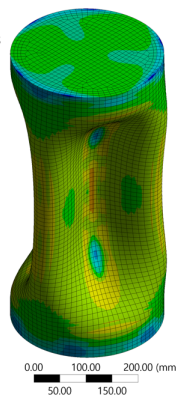
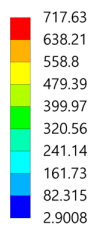
Fig. 10 Eigenvalue buckling analysis (Perfect section)

D: Static Structural
Total Deformation
Type: Total Deformation
Unit: mm
Time: 1
Max: 123.57
Min: 0



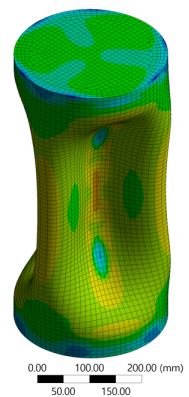
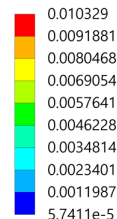
(a) Displacement

D: Static Structural
Equivalent Stress
Type: Equivalent (von-Mises) Stress
Unit: MPa
Time: 1
Custom
Max: 717.63
Min: 2.9008



(b) Stress

D: Static Structural
Equivalent Elastic Strain
Type: Equivalent Elastic Strain
Unit: mm/mm
Time: 1
Max: 0.010329
Min: 5.7411e-5



(c) Strain

Fig. 11 Results of nonlinear buckling analysis (Perfect section)

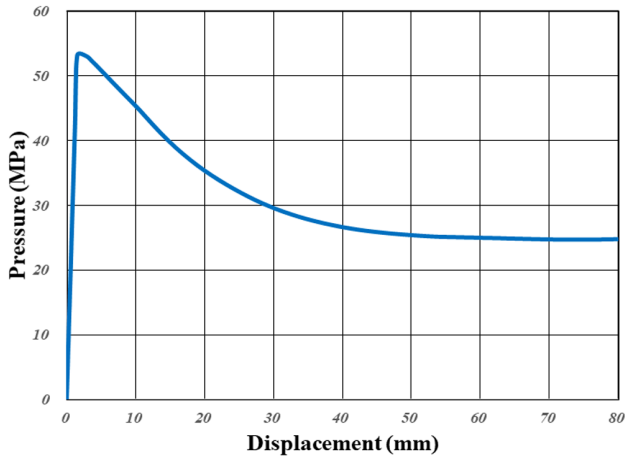


Fig. 12 Displacement-Collapse pressure curve (Perfect section)

을 수행하였다. 일반적으로 기계금속의 제작공차는 0.05로 매우 작아 난형을 발생시키기에 부족할 것으로 판단하여 제작공차에 비해 비교적 큰 1mm와 2.95mm를 대상으로 해석을 수행하였다. 단, 두께는 20mm로 일정하게 유지하였다.

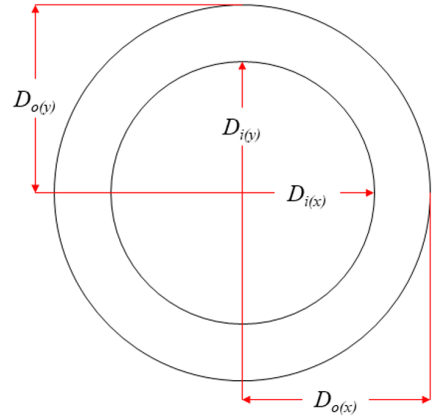


Fig. 13 Variables of imperfection section

3.3 Imperfection이 있는 내압용기의 비선형 좌굴해석

완전 원형이 아닌 즉, 난형에 의한 영향을 검토하기 위하여 Table 3과 Fig. 13과 같이 2가지 경우에 대하여 비선형좌굴 해석

Table 4 Dimensions of imperfection section

		$D_o(x)$	$D_o(y)$	$D_i(x)$	$D_i(y)$
CASE 1	1 mm	295.7 mm	294.7 mm	255.7 mm	254.7 mm
CASE 2	2.95 mm (1 % of D_0)	295.7 mm	292.7 mm	255.7 mm	252.7 mm

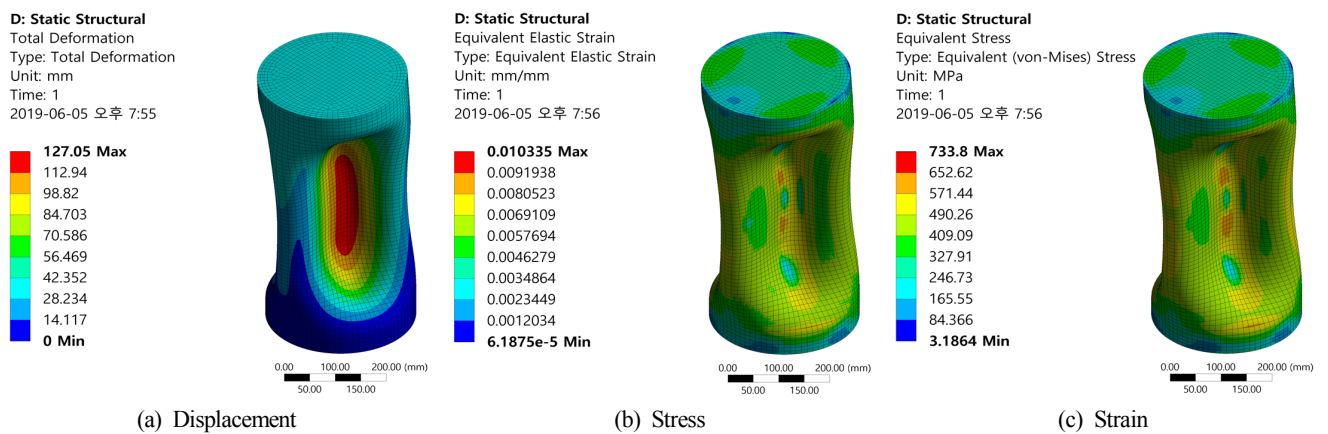


Fig. 14 Results of nonlinear buckling analysis (Imperfect section-Case1)

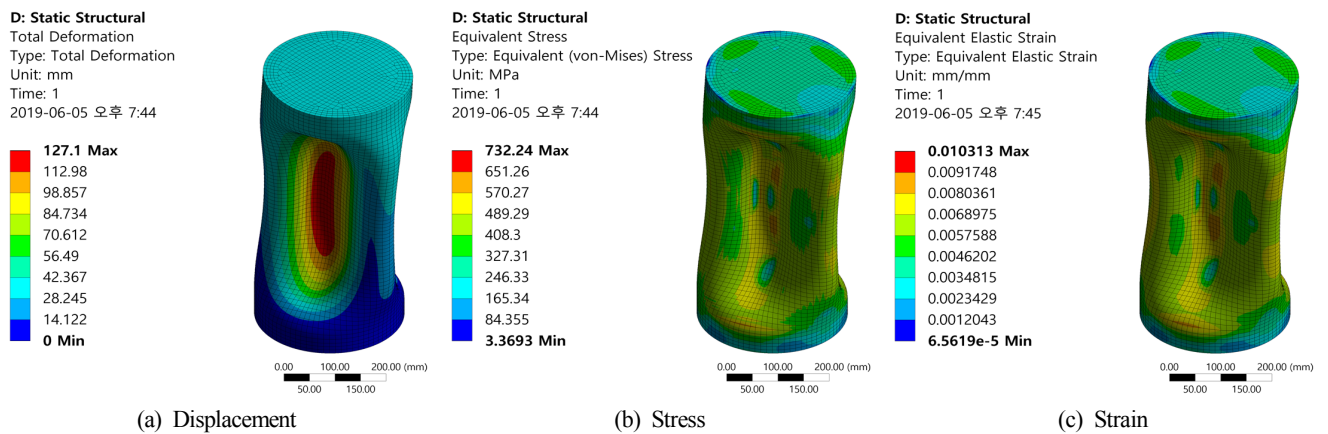


Fig. 15 Results of nonlinear buckling analysis (Imperfect section-Case2)

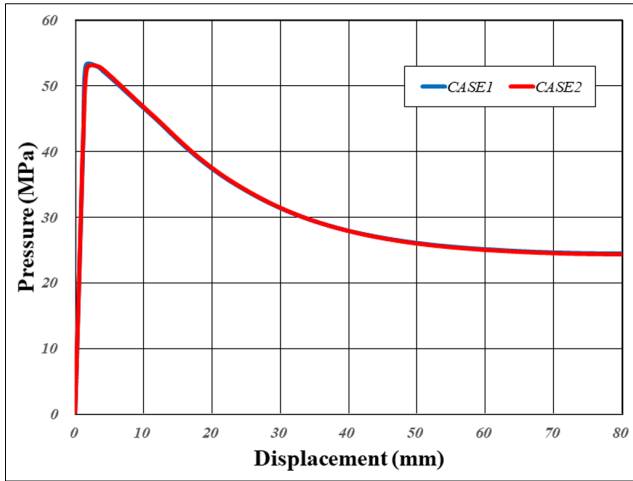


Fig. 16 Displacement-Collapse pressure curve (Imperfect section)

Fig. 14는 Case 1의 비선형 해석결과이며 Fig. 15는 Case 2의 비선형 해석결과이다. 변형형상은 완전 원형단면 내압용기 비선형좌굴해석 결과(Fig. 11)와 유사하나 난형에 의하여 응력 및 변형량의 분포가 다를 수 있다. Fig. 16은 Case 1과 Case 2의 변위 하중곡선을 보여주고 있으며 각각의 붕괴하중은 53.12MPa, 52.96MPa로 난형에 의하여 붕괴하중이 감소함을 확인할 수 있다.

4. 이론식 및 비선형 좌굴해석의 붕괴하중 비교

압력챔버실험으로 도출된 붕괴하중과 이론식 및 비선형좌굴해석의 붕괴하중은 Table 5와 같다.

Table 5에서와 같이 탄성한계하중(식 (11))은 53.88MPa로 실험의 붕괴하중(50.50MPa)과 비교하여 약 6.69% 크게 예측하고 있으나 완전 원형 단면의 비선형좌굴해석의 붕괴하중(53.25MPa)과는 약 1.18%의 오차를 보인다. 반면 좌굴하중(식 (3))은 55.77MPa로 탄성한계하중(53.88MPa)보다 약 3.51% 크게 예측하고 있으며 이를 통하여 좌굴이 탄성한계를 벗어나 발생하는 것으로 유추할 수 있다. 소성붕괴하중(식 (13))은 62.10MPa로 실험의 붕괴하중

Table 5 Collapse pressure

	Load [MPa]	Equation no.
Experimental	50.50 MPa	
Buckling pressure	55.77 MPa	(3)
Elastic limit pressure	53.88 MPa	(11)
Plastic collapse pressure	62.10 MPa	(13)
Ovality (1 mm)	50.05 MPa	(15)
Nonlinear buckling analysis (Perfect section)	53.25 MPa	
Nonlinear buckling analysis (Imperfection case 1)	53.12 MPa	
Nonlinear buckling analysis (Imperfection case 2)	52.96 MPa	

과 비교해서는 약 22.97%, 완전 원형 단면의 비선형좌굴해석에 비해서는 16.62% 크게 예측하고 있다. 또한 난형도를 고려한 붕괴하중(식 (15))은 50.05MPa로 실험결과와 가장 유사하나 실험이 중단된 것을 감안하면 실제보다 작게 예측하고 있다고 판단된다. 위의 분석을 통하여 두꺼운 실린더의 붕괴하중 예측을 위해서는 탄성한계하중식을 적용하는 것이 좋을 것으로 판단된다.

Imperfection을 고려한 비선형좌굴해석인 Case 1과 Case 2의 붕괴하중은 각각 53.12MPa과 52.96MPa로, 완전원형 단면 비선형좌굴해석의 붕괴하중에 비하여 0.24%, 0.55% 감소함을 알 수 있다. 즉, Imperfection이 존재하는 경우, 붕괴하중이 감소함을 확인하였다. 하지만 가정한 Imperfection의 크기가 일반적인 제작공차에 비하여 매우 크기 때문에 제작상의 이유로 붕괴하중이 줄어들진 않을 것으로 보인다.

5. 강철 원통 실린더 제원(치수) 산출

Choi et al.(2016)에 활용된 압력챔버는 최대 60MPa(수심 6,000m)까지 하중을 가할 수 있다. 현재 알루미늄으로 제작된 내압용기의 붕괴하중이 50.5MPa이므로 동일제원의 강철 원통형 내압용기는 실험을 통하여 붕괴 혹은 좌굴의 관측이 불가능하다. 따라서 원통

Table 6 Steel cylinder dimension

Outer dia.	267.4 mm	Inner dia.	237.2 mm
Thickness	15.1 mm	Length	600 mm
E	210 GPa	Et	1.45 GPa
σ_y	370 MPa	σ_u	410 MPa
Do/t	17		

Table 7 Estimation of buckling and collapse loads by theory

	Load [MPa]	Equation no.
Buckling pressure	31.7	(3)
Elastic limit pressure	50.5	(11)
Plastic collapse pressure	56.8	(13)
Ovality	41.7	(14)

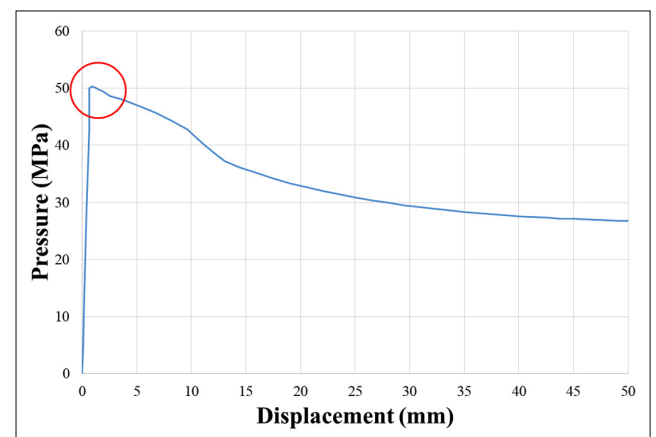


Fig. 17 Collapse pressure (load) of thick steel cylinder

형 내압용기의 제원 결정 시 이를 고려해야한다. Table 6의 강철 실린더 치수는 외경 267.4mm, 내경 237.2mm, 길이 600mm, 두께 15.1mm, 탄성계수 210GPa, 소성접선계수 1.45GPa, 항복강도 370MPa, 최종강도 410MPa이다. 직경/두께 비($D/t=17$)로 두꺼운 실린더에 속한다. 이론식에 의해 실린더의 붕괴하중을 예측하면, Table 7과 같이 좌굴하중은 31.86MPa, 탄성한계하중은 45.53MPa이며 소성붕괴하중은 51.20MPa이다. 실린더의 제작공차를 0.1%로 가정할 경우(D_{max} 와 D_{min} 의 차가 0.267mm)에는 난형도의 붕괴하중식에 의하여 40.82MPa로 예상된다. 한편 비선형좌굴해석에 의한 붕괴하중 값은 Fig. 17에서와 같이 50.3MPa로 산출되며 본 제원으로 압력챔버 실험을 수행할 경우 붕괴과정을 확인할 수 있을 것으로 보인다.

6. 결 론

본 연구에서는 정수압을 받는 두꺼운 알루미늄 내압용기의 붕괴하중 값을 도출하기 위하여 다양한 이론식을 조사하고 비선형 좌굴해석을 수행하여 기 발표된 압력챔버실험 결과와 비교하였으며 이로부터 다음과 같은 결론을 얻을 수 있다.

(1) 다양한 붕괴하중 이론식 중, 소성붕괴하중식 보다 탄성한계하중 식이 비선형좌굴해석과 가장 유사함을 확인하였으며 두꺼운 원통형 내압용기의 붕괴하중 예측을 위해서는 탄성한계하중식을 사용하는 것이 적절하다고 판단된다.

(2) 난형도가 존재할 경우에는 완전 원형단면의 내압용기의 붕괴하중보다 작아짐을 확인하였다. 하지만 그 영향이 크지 않아 실제 제작공차로 인한 난형도의 영향은 크지 않음을 알 수 있다.

(3) 난형도를 포함한 해석의 경우, 요소의 질에 따라 최종형상이 달라질 수 있으므로 요소의 대칭성과 크기가 매우 중요함을 확인하였다.

(4) 두꺼운 강철 내압용기 실험의 붕괴과정 검토를 위하여 비선형 좌굴해석과 이론식을 통하여 붕괴하중을 산출하여 실험을 위한 제원이 적정함을 확인하였다.

후 기

본 연구는 한국과학재단 ‘2017년도 이공학개인지초연구’의 후원으로 수행되었다.

References

- American Society of Mechanical Engineer (ASME), 2010. Rules for Construction of Pressure Vessels. ASME Boiler and Pressure Vessel Code (BPVC), Section 8, Division 1.
- Bickell, M.B., Ruiz, C., 1967. Pressure Vessel Design and Analysis. Macmillan Education.
- Choi, H.-J., Lee, J.-H., Kim, J.-M., Lee, S.-G., Maring, K., 2016. The Design, Structural Analysis and High Pressure Chamber Test of a Thick Pressure Cylinder for 2000 m Water Depth. Journal of the Society of Naval Architects of Korea, 53(2), 144-153. <https://doi.org/10.3744/SNAK.2016.53.2.144>
- Corradi, L., Cammi, A., Luzzi, L., 2011. Collapse Behavior of Moderately Thick Tubes Pressurized from Outside. Nuclear Power - Control, Reliability and Human Factors, Chapter 14, 257-274.
- Jeong, T.-H., Lee, J.-H., Noh, I.-S., Lee, J.-M., Lee, P.-M., 2006. A Study on the Structural Design and Analysis of a Deep-sea Unmanned Underwater Vehicle. Journal of Ocean Engineering and Technology, 20(3), 7-14.
- Joung, T.-H., Nho, I.-S., Lee, J.-H., Lee, C.-M., Hyakudome, T., Sammut, K., 2007. Study on the Design, Manufacture, and Pressure Test of a Pressure Vessel Model. Journal of Ocean Engineering and Technology, 21(6), 101-106.
- Kim, H., Shin, Y., Kim, S., Shin S., Chung, B., Jo, J., Kim, H., 2012. Structural Design of Small Submarine Pressure Hull. Journal of the Society of Naval Architects of Korea, 49(2), 116-123. <https://doi.org/10.3744/SNAK.2012.49.2.116>
- Lee, J.-H., Maring, K., Kim, S., Oh, T., Park, B., 2016. Process of Structural Design and Analysis of Thin Pressure Cylinder for Shallow Sea Usage. Journal of Ocean Engineering and Technology. 30(3), 201-207. <https://doi.org/10.5574/KSOE.2016.30.3.201>
- Nho, I., Ryu, J., Lim, S., Cho, S., Cho, Y., 2017. Buckling Analysis of Circular Cylinders with Initial Imperfection Subjected to Hydraulic Pressure. Journal of the Society of Naval Architects of Korea, 54(3), 267-273. <https://doi.org/10.3744/SNAK.2017.54.3.267>
- Papadakis, G., 2008. Buckling of Thick Cylindrical Shells under External Pressure. International Journal of Solids and Structures, 45(20), 5308-5321. <https://doi.org/10.1016/j.ijsolstr.2008.05.027>
- Shin, J.-R., Woo, J.-S., 1999. Collapse Analysis for Deep Sea Pressure Vessel. Journal of Ocean Engineering and Technology. 13(4), 82-97.
- Timoshenko, S.P., Gere, J.M., 1961. Theory of Elastic Stability. McGraw-Hill.
- Yoo, Y., Huh, N., Choi, Su., Kim, T., Kim, J., 2010. Collapse Pressure Estimates and the Application of a Partial Safety Factor to Cylinders Subject to Experimental Pressure. Nuclear Engineering and Technology, 42(4), 450-459. <https://doi.org/10.5516/NET.2010.42.4.450>

Characteristics of Water Surface Variation around Double-Breaking Type Artificial Reef

Young-Seop Shin^{ID*} and Seong-Dae Lee^{ID**}

^{*}Department of Mechatronics, Halla University, Wonju, Korea
^{**}Department of Civil Engineering, Halla University, Wonju, Korea

월류형 잠제 주위의 수면 변동 특성

신영섭^{ID*} · 이성대^{ID**}

^{*}한라대학교 메카트로닉스공학과
^{**}한라대학교 토목공학과

KEY WORDS: Submerged breakwater 잠제, Double breaking type artificial reef 월류형 인공리프, Unstructured grid system 비구조격자, Level set method 레벨셋방법, Hydraulic experiments 수리실험

ABSTRACT: A submerged breakwater is one of the coastal structures used to reduce wave energy and coastal erosion. However, a submerged breakwater has a negative aspect in that a strong rip current occurring around an open inlet due to a difference in mean water levels at the front and rear sides of the structure leads to scouring. Such scouring has a bad effect on its stability. In order to eliminate this kind of demerit, this study investigated an artificial reef of the overflow type with openings. We also developed a program where the flows around the artificial reef of the overflow type could be analyzed numerically. An unstructured grid system was used to cover the various geometries, and the level set method was applied to treat the movement of the free surface. To verify these numerical schemes, hydraulic physical tests were performed on the submerged breakwater and double breaking type artificial reef. Then, the wave height and velocity distribution around the reef were examined using the experimental results. Comparisons between the results of hydraulic and numerical tests showed reasonable agreement.

1. 개 요

최근 우리나라의 연안은 기후변화로 해수면의 상승에 의한 고 파랑 등의 외력증가와 더불어 연안해역의 개발에 따른 해빈의 침식 및 세굴에 의한 해안선의 변형 등의 피해사례가 급증하고 있다. 해빈침식 및 표사이동은 단순한 침식 문제가 아니라 국토보존과 연안재해의 측면에서 인식되고 있다. 이 같은 문제를 해결하기 위해 입사파에너지를 감소시켜 표사의 이동을 최소화하여 해빈침식을 억제하기 위한 돌제, 헤드랜드, 이안제, 잠제(인공리프) 등을 설치하는 강성공법과 흐름을 부분적으로 차단하거나 손실된 모래를 보충하는 양빈, 해빈배수 등의 연성공법 등이 제안되고 있다. 또, 강성공법과 연성공법을 복합적으로 적용하는 잠제와 인공 양빈을 결합하는 형태의 적용이 이루어지고 있다. 잠제는 연안 경관을 유지하고 확보하는 효과와 함께 파랑저감을

통해 연안해역의 저질 이동을 방지하여 해빈의 현상유지 및 회복을 도모할 수 있는 것으로 알려져 있다. 그러나 잠제는 입사파에너지를 마루부에서 강제쇄파를 통해 저감시키기 위해 입사파장(L)의 0.5배 정도의 광폭 마루부가 필요하며, 그리고 감소된 파에너지는 해빈류를 발생하거나 잠제 배후부 수위를 상승시켜 침식대책에 부정적인 측면으로 작용하기도 한다(National Association of Sea Coast, 2004). 이 같은 현상은 해안선 부근의 전빈경사를 증가시키거나 잠제와 잠제사이의 개구부를 통한 이안류를 크게 하여 표사의 외해유출을 발생하는 것으로 알려져 있다.

그리고 잠제나 인공리프는 마루높이가 정수면 아래에 위치하기 때문에 인공리프 전면의 수심과 마루부와 급격한 수심의 변화에 의해 구조물 주위에서 복잡한 수리학적 변동을 초래하므로 이를 규명하기 위한 다양한 연구가 수행되어 왔다(Lee et al., 2013; Kakemizu and Kimura, 2005; Hur et al., 2017).

Received 1 April 2019, revised 4 June 2019, accepted 13 June 2019

Corresponding author Seong-Dae Lee: +82-33-760-1264, sdlee@halla.ac.kr ORCID: https://orcid.org/0000-0001-7954-4155

It is noted that this paper is revised edition based on proceedings of 2018 KMRTS in Jinhae.

© 2019, The Korean Society of Ocean Engineers

This is an open access article distributed under the terms of the creative commons attribution non-commercial license (<http://creativecommons.org/licenses/by-nc/3.0>) which permits unrestricted non-commercial use, distribution, and reproduction in any medium, provided the original work is properly cited.

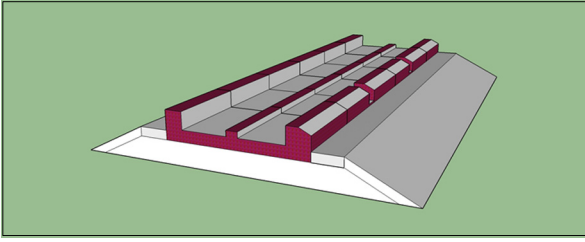


Fig. 1 Diagram of double breaking type artificial reef

본 연구에서는 쇄파 시 인공리프 배후에서 발생하는 수위상승과 향안류를 최소화 할 수 있도록 Fig. 1과 같이 고안된 월류형 인공리프를 대상으로 파랑-인공리프의 상호작용에 따른 해안수리학적 특성을 검토하였다. 월류형 인공리프의 파랑감쇠 원리는 입사파 에너지를 Fig. 1과 같은 전·후면 월류체 상부 및 내부에서 쇄파 및 와류를 이용하여 소산하는 방식으로 기존 광폭잡제에 비해 마루폭을 축소한 것이다. 그리고 쇄파에 의해 발생하는 흐름을 외측으로 배제하기 위해 월류식 인공리프 전면부에 개구부를 설치하여 구조물 배후로 수송되는 파에너지 및 향안류와 배후 수위상승을 억제하도록 고안되었다.

이러한 인공리프 및 잡제주위 수면변동의 수치해석을 위해서 오픈소스 기반의 OLAFOAM(Higuera et al., 2015) 등을 이용한 수면변동 해석이 많이 사용되고 있으며, 특히 잡제 및 인공리프 주변의 파랑 및 흐름 특성에 관해서는 Hur and Lee(2007), Hur et al.(2010), Lee et al.(2017) 등은 VOF(Volume of fluid)기반의 수치모형을 통한 연구가 있으며 본 연구에서는 3차원 수면변동을 해석할 수 있는 프로그램을 자체 개발하여 적용하였다. 자유표면 수치해석 방법으로는 VOF법(Lopez et al., 2005) 및 레벨셋 방법(Peng et al., 1999)이 널리 사용되고 있는데 본 연구에서는 레벨셋 방법으로 자유표면의 변동을 해석하였다(Sussman et al., 1998). 일정 시간 단계마다 거리 함수를 재초기화 하는 방법으로 수치 확산을 감소시키는 레벨셋 방법에서는 자유표면상의 속도가 영역내에서 사용되어야 하므로 자유표면상의 속도를 영역 내로 전달하는 파동방정식 형태의 미분방정식을 추가적으로 처리해야 하는 문제가 발생한다(Peng et al., 1999). 본 연구에서는 영역 내의 격자 연결 정보를 이용하여 파동방정식 형태의 미분방정식을 처리하지 않는 방법을 제시하였다.

본 연구에서는 월류형 인공리프 주위의 파랑전달 및 흐름변동 등에 대한 해안수리학적 특성을 파악하기 위하여 레벨셋 방법에

의한 3차원 수면변동을 위한 수치해석(Shin et al., 2018)과 수리모형실험을 통해 검토하였다. 수리모형실험은 무차원파수(kh), 파형경사(H/L) 및 인공리프 개구부에 따른 수리 특성을 파악하기 위해 입사파 및 개구부 특성을 고려한 다양한 수리조건에 대해 수행하였으며, 비교 및 검토 결과 비교적 타당한 결과를 나타내고 있음을 확인할 수 있었고 본 연구에서 제안된 월류형 인공리프가 쇄파 성능 및 파랑제어 측면에서 효과적임을 확인할 수 있었다.

2. 수리 실험

2.1 실험장치 및 방법

월류형 인공리프에 의한 파랑 및 흐름의 자유수면 변동 특성을 검토하기 위한 수리실험은 Fig. 2와 같은 길이 20.0m, 높이 1.25m, 폭 0.70m의 2차원 단면 조파수로에서 이루어 졌다. 조파수로는 피스톤형식 조파장치를 통해 규칙파, 불규칙파의 발생이 가능하며, 수조의 하류측 끝부분에는 반사파를 최소화하기 위해 경사투과제를 사용한 다공성 재질의 소파장치를 설치하였다. 수로바닥의 경사는 쇄파 발생위치, 파랑변형 및 인공리프 구조물에 작용하는 파랑특성과 직접 관련되므로 본 연구에서는 2차원수로에의 효과적인 실험파랑의 유도를 위해 조파판에서부터 6.0m 떨어진 곳에서부터 1/10의 바닥경사를 3.0m 설치하였다. 또 조파수로는 Fig. 2의 평면도에서 보듯이 2등분하여 한쪽 수로에는 모형 구조물을 설치하고 나머지 수로는 입사파를 통과시켜 수로내 반사파의 재입사가 발생하지 않도록 하거나 양측 수로에 모형 구조물을 설치하여 동시에 파랑 변동을 측정할 수 있도록 하였다.

Fig. 3(a)는 조파수로를 양분하여 월류형 인공리프와 TTP(Tetrapod)난직 잡제를 각각 설치하여 수리실험을 수행하는 것을 보이고 있다. 월류형 인공리프의 소파원리는 기존 광폭잡제와 유사하며, 마루부에서 강제쇄파를 통한 파고감쇠에 의해 배후 해빈역을 보호하기 위한 해안구조물이다. 인공리프는 Fig. 3(b)에서 보듯이 전면에 개구부가 있는 U자형의 블록형 구조물로서 입사파 에너지를 전·후면 월류벽에서 강제쇄파하고 구조물 내부의 중앙돌출부를 중심으로 쇄파된 와동을 전·후 유수실에서 분리하여 파에너지를 소산하는 방식이며, 입사파 내습하는 전면 월류벽에 개구부를 설치하여 쇄파에 의해 발생된 해빈류를 외해측으로 배출하여 향안류를 최소화하도록 고안한 것이다. Fig. 4에는 입사파고 $H=7.5\text{cm}$, 입사파주기 $T=1.58\text{s}$ 가 내습

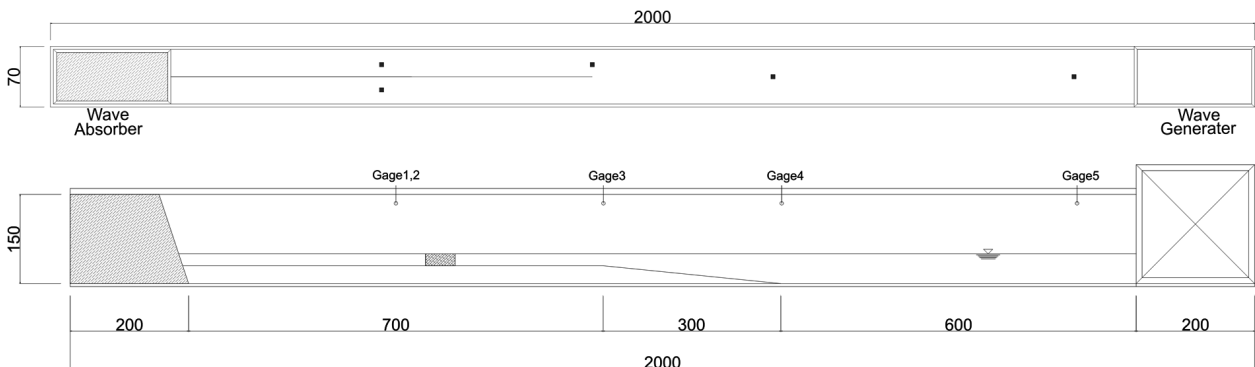
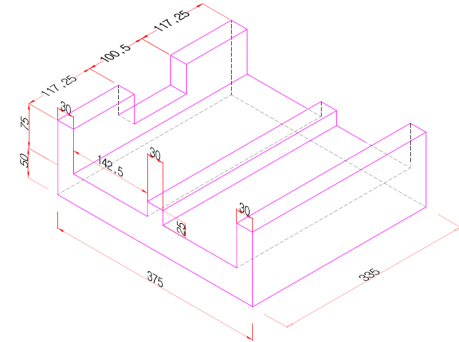


Fig. 2 Plan view and side view of the wave flume. Gages (1-5) are the locations of the wave gages

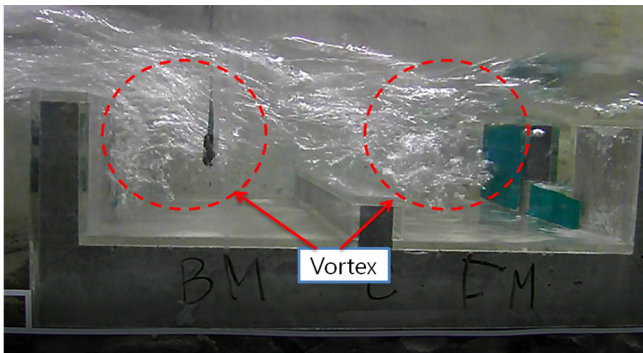


(a) Physical model setup

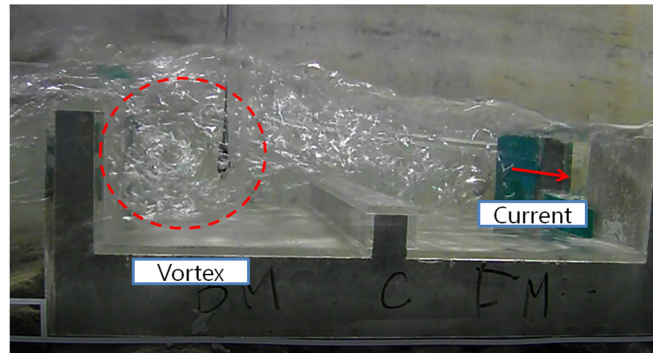


(b) Model of artificial reef with 30% opening

Fig. 3 Installed physical models



(a) $t = 10.00$ s



(b) $t = 10.15$ s

Fig. 4 Shape of the surf bubble vortex in artificial reef

하는 경우 인공리프 내부에서 강제쇄파에 따른 시간경과 ($t=10.0$ s 및 10.15 s)에 의한 와류 형성 및 이동 과정을 나타내었 으며, 이에 따른 와류의 흐름발생을 보이고 있다. 와류류 발생에 의해 월류제 배후로 수송되는 흐름에너지를 감소하는 효과를 가질 것으로 기대되므로 파고변동, 인공리프 내외부의 흐름 및 연직 월류벽에 작용하는 파압의 측정이 필요하며, 특히 파랑의 효율적인 저감을 위한 최적의 월류폭, 월류제 전면 개구 부의 크기를 파악하기 위한 월류형 인공리프 주위의 수면변동 특성 파악이 요구된다.

이를 위해 파고는 용량식 및 초음파식 파고계를 동시에 사용하여 측정하였고, 월류형 인공리프 개구부 및 인공리프 내부 유 속은 전자식유속계(Kenek VE10)를 사용하여 관측하였다.

2.2 전달계수

월류형 인공리프 최적의 마루폭에 대해서는 Fig. 5에 나타난 바와 같이 콘형(Cone type)블록에 관한 파랑의 전달특성을 2차원 수치해석을 통해 Kakemizu and Kimura(2005)는 입사파 $H=3.0$ m, $T=11.0$ s 조건에 대해 입사파장에 대한 마루폭의 비 (l/L)가 0.1~0.2인 경우 전달계수 K_T 가 최소가 됨을 제안하였으며, Hong et al.(2017)은 월류형 인공리프의 최적 마루폭을 산정하기 위하여 인공리프 마루폭 15m에 대해 파고 $H=1.5$ m, 3.0m, 주기 $T=6$ s, 8s, 10s 및 12.0s의 규칙파 조건에 대해 CFD 모형인 OpenFOAM을 통해 수치해석하여 $l/L=0.19$ 인 경우 전달계수 K_T 가 최소로 나타나, 기존 광폭 잡제의 마루폭을 $l/L=0.5$ 을 고

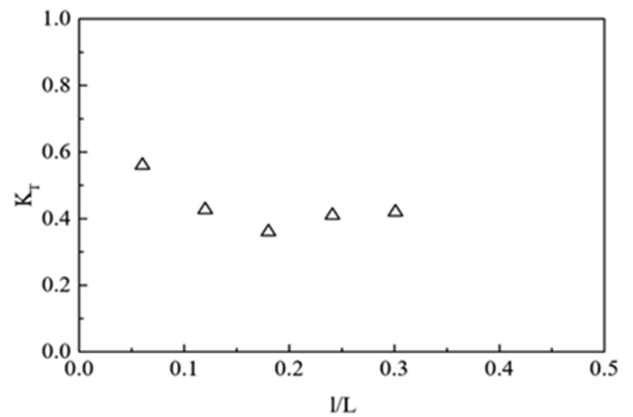


Fig. 5 Transmission coef. (K_T) as a function of relative mound width (l/L) (Kakemizu and Kimura, 2005)

려하는 것에 비해 월류형 인공리프는 이의 1/2 정도의 마루폭으로 최적의 파고감쇠가 가능한 것으로 검토되었다.

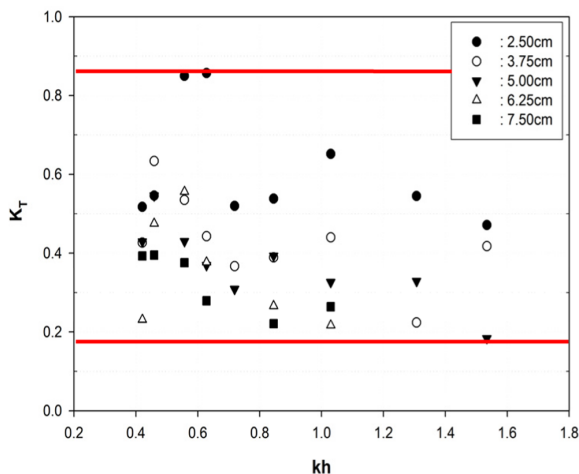
전면 월류벽의 개구율에 따른 월류형 인공리프와 광폭잡제에 의한 파랑의 전달특성을 비교 검토하기 위해 Fig. 3(a)에 나타난 바와 같이 조파수로를 양분하여 월류형 인공리프와 광폭잡제를 설치하여 파고 전달특성에 대해 실험을 수행하였으며 그림에서 보듯이 월류형 인공리프는 수심 $h=17.5$ cm에 놓여있으며, 마루폭 $l=37.5$ cm, 광폭잡제는 마루폭 $l=100$ cm로 하였다. 파랑 전달 계수(K_T)는 입사파고(H_I)에 대한 전달파고(H_T)의 비로 정의되

며, 전달을 실험은 전면 월류벽의 개구율 0%, 30% 및 50%로 구분하여 실험하였으며 TTP난적의 광폭잡제와 동시에 수행하였다. 입사파고 H_I 는 2.5cm, 3.75cm, 5.0cm, 6.25cm 및 7.5cm 등 5개의 파고에 대해 0.79s, 1.26s, 1.58s 및 1.89s 4개의 주기별로 총 20개 그리고 인공리프 모형 3개안 및 광폭잡제 1개안 등 총 80개 실험안에 대해 전달계수를 측정하였다. 그리고 월류형 인공리프의 마루높이는 0.00, 광폭잡제는 (-)1.25cm로 하였다.

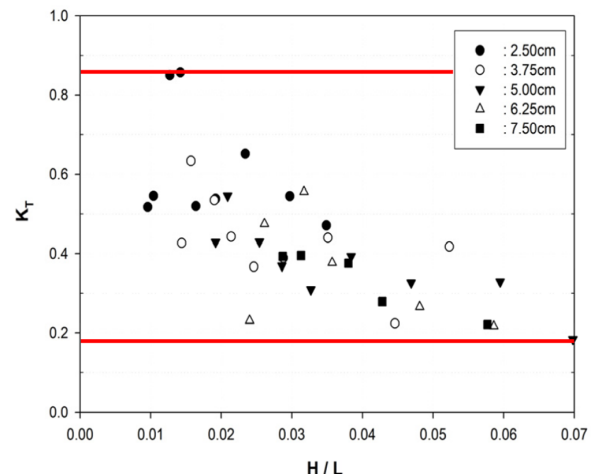
실험결과를 Figs. 6-9에 광폭잡제와 월류형 인공리프의 개구율에 대해 입사파고에 따른 파형경사(H/L)와 무차원파수(kh)의 함수로 전달계수(K_T)의 관계를 각각 나타내었다. 입사파고와 입사파장의 비를 나타내는 파형경사(H/L)는 파의 선형성을 나타내는 무차원 값으로 실험결과에서 알 수 있듯이 파형경사가 작아짐에 따라 전달계수가 증가하며, 파형경사가 증가함에 따라 인공리프 전면수역 및 구조물에 의한 쇄파발생이 용이하여 전달계수는 비선형적으로 감소하는 특성을 보여주고 있다. 이는 입사파 주기에 영향을 크게 받고 있음을 알 수 있다. 그리고 전해 특성을 나타내는 무차원파수(kh)에 대한 전달계수 K_T 는 그

림에서 보듯이 kh 가 증가함에 따라 전달계수가 완만히 감소하고 있는 특성을 보이고 있다. 특히 입사파고가 증가할수록 무차원 파수에 따라 전달계수가 감소하고 있다. 광폭잡제와 개구율에 따른 월류형 인공리프와의 전달특성을 비교한 결과 광폭잡제인 경우 입사파고가 상대적으로 작은 $H_I=2.5\text{cm}$ 인 경우 최대 전달계수 $K_T=0.85$ 로 크게 관측되었으며, 무차원파수나 파형경사에 따른 변동 폭이 크게 나타나지만 평균적으로 $K_T=0.45\sim 0.55$ 의 범위를 나타내고 있다.

개구율의 변동에 따른 파랑전달특성은 인공리프인 경우 광폭잡제에 비해 크게 저감되는 것으로 관측되었으나, 월류형 인공리프인 경우는 최대 전달계수 $K_T=0.40$ 을 거의 초과하지 않으며 평균적으로 $K_T=0.20\sim 0.30$ 정도로 실험결과 나타났다. 50% 개구율의 인공리프인 경우 전면 월류벽의 개구부를 통과한 파랑의 부분적인 월파에 의해 전달계수 $K_T=0.40$ 을 상회하는 경우도 나타나고 있다. 그러나 전체적으로 광폭잡제와 개구율에 따른 월류형 인공리프와의 전달특성을 비교한 결과 전달계수의 측면에서 약 40~50% 정도의 감소효과가 있는 것으로 관측되었다.

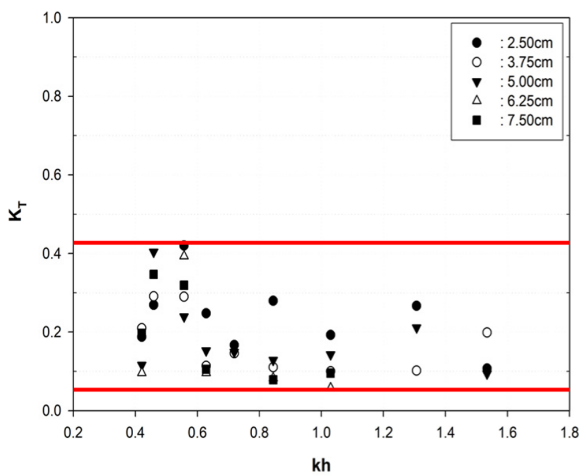


(a) K_T with kh

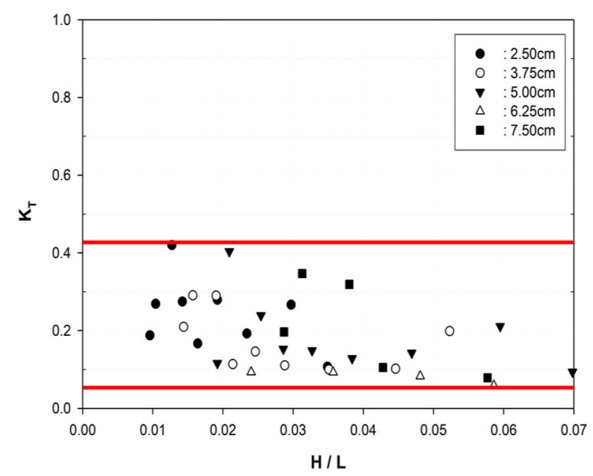


(b) K_T with H/L

Fig. 6 Transmission coefficients (K_T) of a conventional submerged breakwater



(a) K_T with kh



(b) K_T with H/L

Fig. 7 K_T of the artificial reef with the opening rate of 0%

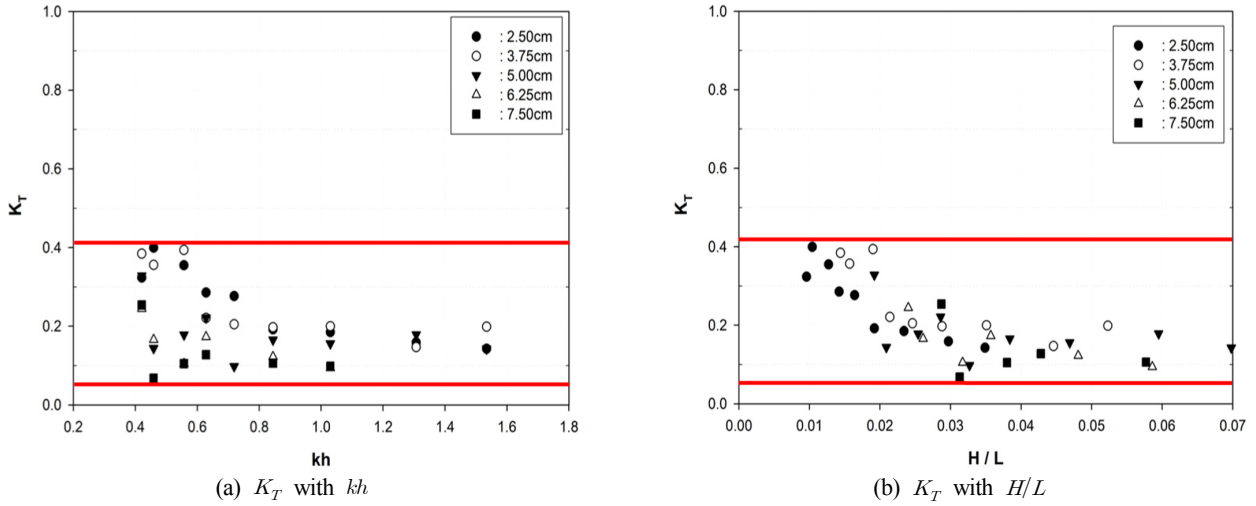


Fig. 8 K_T of the artificial reef with the opening rate of 30%

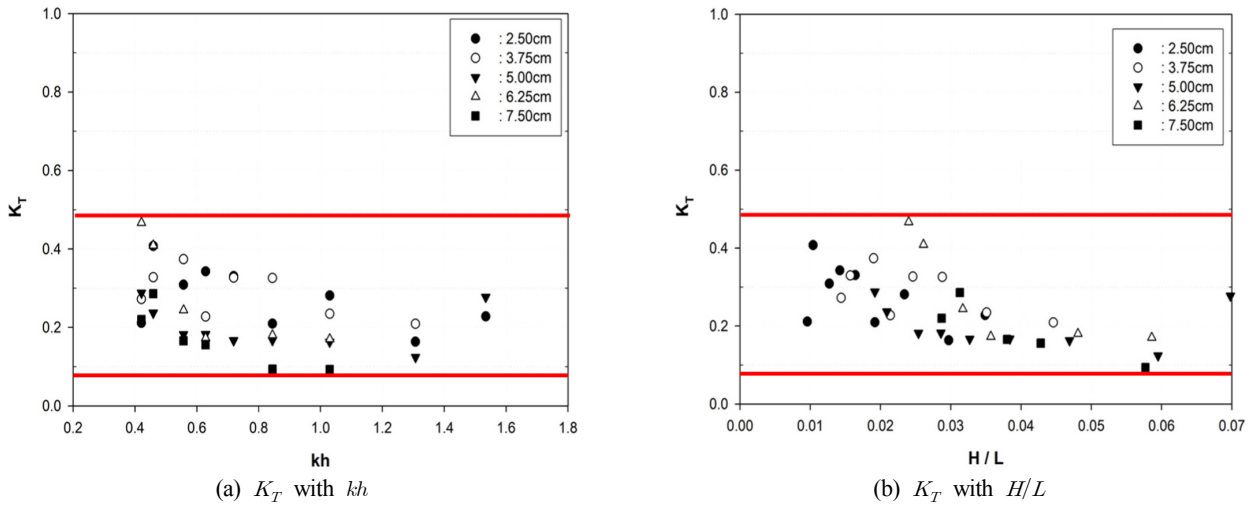


Fig. 9 K_T of the artificial reef with the opening rate of 50%

3. 수치해석

3.1 지배방정식

비압축성 유동을 가정하면 무차원화된 연속방정식 및 지배방정식은 다음과 같다(Sherman, 1990).

$$\frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial v}{\partial y} + \frac{\partial w}{\partial z} = 0 \tag{1}$$

$$\frac{\partial u}{\partial t} + u \frac{\partial u}{\partial x} + v \frac{\partial u}{\partial y} + w \frac{\partial u}{\partial z} = -\frac{\partial p}{\partial x} + \frac{1}{R} \nabla^2 u$$

$$\frac{\partial v}{\partial t} + u \frac{\partial v}{\partial x} + v \frac{\partial v}{\partial y} + w \frac{\partial v}{\partial z} = -\frac{\partial p}{\partial y} + \frac{1}{R} \nabla^2 v \tag{2}$$

$$\frac{\partial w}{\partial t} + u \frac{\partial w}{\partial x} + v \frac{\partial w}{\partial y} + w \frac{\partial w}{\partial z} = -\frac{\partial p}{\partial z} + \frac{1}{R} \nabla^2 w + \frac{1}{F_n^2}$$

여기서, 속도 (u, v, w)는 특성속도 U 로 (x, y, z)는 특성길이 L 로 t 는 L/U 로 p 는 ρU^2 으로 무차원화 되었고, R 은 UL/ν 를 F_n 은

$U/(gL)^{1/2}$ 을 의미하며 ν 는 유체의 동점성계수 g 는 중력가속도를 의미한다.

대류항, 소산항 및 중력항으로 구성된 F, G, H 를 다음과 같이 정의하고,

$$\begin{aligned} F &\equiv -u \frac{\partial u}{\partial x} - v \frac{\partial u}{\partial y} - w \frac{\partial u}{\partial z} + \frac{1}{R} \nabla^2 u \\ G &\equiv -u \frac{\partial v}{\partial x} - v \frac{\partial v}{\partial y} - w \frac{\partial v}{\partial z} + \frac{1}{R} \nabla^2 v \end{aligned} \tag{3}$$

$$H \equiv -u \frac{\partial w}{\partial x} - v \frac{\partial w}{\partial y} - w \frac{\partial w}{\partial z} + \frac{1}{R} \nabla^2 w + \frac{1}{F_n^2}$$

식 (2)를 시간에 대하여 이산화하면 다음과 같으며 위첨자 n 은 시간 단계를 의미한다.

$$\frac{u^{n+1} - u^n}{\Delta t} = F^n - \frac{\partial p^{n+1}}{\partial x}$$

$$\frac{v^{n+1} - v^n}{\Delta t} = G^n - \frac{\partial p^{n+1}}{\partial y} \tag{4}$$

$$\frac{w^{n+1} - w^n}{\Delta t} = H^n - \frac{\partial p^{n+1}}{\partial z}$$

식 (1)의 연속방정식을 적분하면 다음과 같으며 $\vec{n} = (n_x, n_y, n_z)$ 는 면에서의 법선벡터이고 dV, dS 는 미소 체적 및 면적을 의미한다.

$$\int \nabla \cdot \vec{V} dV = \int \vec{V} \cdot \vec{n} dS = 0 \tag{5}$$

식 (5)에 이산화된 식 (2)를 대입하면 식 (6)의 압력방정식을 구할 수 있다.

$$\int \nabla p^{n+1} \cdot \vec{n} dS = \int (F^n n_x + G^n n_y + H^n n_z) dS + \int \vec{V}^n \cdot \vec{n} dS \tag{6}$$

식 (3) 및 식 (4)와 같이 시간 및 공간에서의 이산화 과정시 차분 방법은 FDM(Finite difference method) 방법을 사용하였으며 식 (6)에서와 같이 압력 방정식은 적분형 방정식을 사용하였다. 차분시 식 (3)의 소산항은 중심차분법을 대류항은 상류차분법을 이용하였다.

비정렬격자계에서의 이산화에 따른 차분방법은 각각의 격자 기반 국부좌표계(Local coordinate system)를 이용하여 처리하였다 (Shin, 2012; Shin and Lee, 2014).

자유표면 형상에 따라 전체 격자는 자유표면을 포함하는 경계셀 격자를 기준으로 공기 영역과 유체 영역 격자로 구분할 수 있다. 본 연구에서는 단상류로 처리하여 유체 영역의 유동을 수치해석하였다. 경계셀 격자에 대기압 경계조건을 부여하였으며 경계셀 격자에 존재하는 자유표면 위치에서 대기압이 되도록 압력값을 외삽하였다. 구조물 및 수조 벽면에서 법선 속도는 0이며 접선방향으로는 슬립조건을 주어 자유표면의 움직임을 용이하게 하였고 압력조건은 식 (2)을 이용하여 벽면에서의 압력 미분값을 구하여 경계조건으로 사용하였다. 식 (1)의 연속방정식을 만족시키는 압력 포아송 방정식으로부터 압력을 구하게 되며 식 (2)로부터 다음 시간 단계의 속도를 구할 수 있다. 엇갈림격자(Staggered grid)를 사용하여 격자면(Cell face) 중심에서의 속도가 계산되는데 경계셀 및 공기영역에서의 속도는 인접한 유체 영역의 속도로부터 내삽 또는 외삽한 값을 사용하였다

(Shin, 2017). 한편 시간 전진은 Runge-Kutta 2차 방법을 사용하였으며 자유표면 수치해석은 레벨셋 방법을 이용하여 수치해석하였다(Sussman et al, 1998; Shin et al, 2018).

3.2 수치해석 및 수리실험 결과의 비교 검토

3.2.1 수면 변동

월류식 인공리프의 성능에 대한 수치해석 및 수리실험 결과를 비교 검증하기 위하여, 동일 위치에서 파고변동에 대한 수치해석 및 수리실험 결과를 도시하였다. 입사파 주기 1.58s, 입사파고 7.5cm인 규칙파에 대해 수치해석하였으며, 계산 영역은 Fig. 10과 같이 인공리프 전후로 5파장 정도의 영역을 택하였다. 격자 크기는 인공리프 부근에서는 $\Delta x, \Delta y$ 및 Δz 를 1.25cm로 인공리프 후면에서는 Δx 를 점차 증가시켜 격자를 분할하였다. 격자는 대부분의 영역은 6면체(Hexagon)의 정렬 격자로 이루어졌으나 실험실 조파수조의 바닥이 경사져 있고 인공리프 전후에 경사면이 있어 6면체의 정렬 격자로 구성하기 어려운 경사면 영역은 5면체(Prism)의 비정렬 격자로 구성하였다. 6면체의 정렬 격자와 5면체의 비정렬 격자로 이루어진 혼합 격자(Hybrid mesh)가 사용되었으며, 1,103,820개의 격자로 이루어져 있다.

조파기로부터 2.5 파장 위치한 지점(WG1)의 파고를 Fig. 11(a)에 수리실험 결과와 같이 도시하였으며, 그림에서 보듯이 파고와 주기 값이 수치해석 및 수리실험에서 비교적 타당하게 계산되었고 예측되었음을 알 수 있다. 입사파가 해저의 경사면을 따라 진행하면서 수조의 깊이 $h = 17.5$ cm로 감소된 수평지점(WG2)에서의 수치해석 결과와 실험 결과는 Fig. 11(b)에 도시하였다. 수조 깊이의 감소에 따라 파곡(Wave trough)는 완만해지며 파정부(Wave crest)는 증가하면서 뾰족한 형상으로 변화된 비선형 파의 형상이 잘 나타나고 있으며 수치해석 결과와 실험 결과가 비교적 좋은 일치를 보여주고 있다.

Fig. 11(c)에는 입사파가 인공리프와 충돌하게 되는 첫 번째 월류벽에 위치한 개구부에서의 수치해석 결과와 실험 결과의 수면 변위를 도시하였는데 정점 WG1 및 WG2와 같이 파곡 및 파정에서의 피크 값이 비교적 일치하고 있음을 보여주고 있으며 특히 파곡에서의 2차 진동하는 형상도 두 결과가 비교적 잘 일치하는 것을 알 수 있다. 그리고 Fig. 11(d)에는 월류형 인공리프 배후 1.5m에서 전달파의 수면변동을 나타내었으며, 수치해석 및 수리실험의 결과 대체로 잘 일치하고 있음을 보이고 있다.

파장 변화에 따른 월류형 인공리프 유동 수치해석 결과를 살펴보면 입사파가 인공리프에 도달함에 따라 개구부가 있는 전면 돌출부에서 일차 쇄파가 이루어지고 이후 감쇄된 입사파가

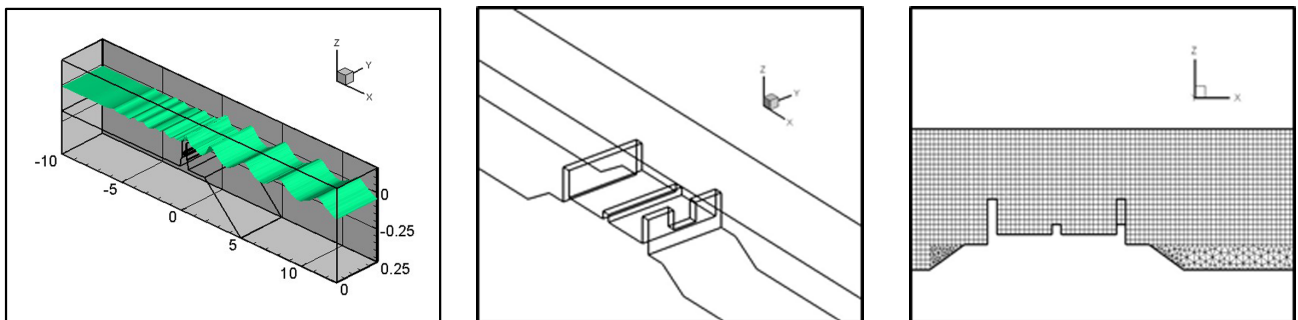


Fig. 10 Generated hybrid meshes around the artificial reef

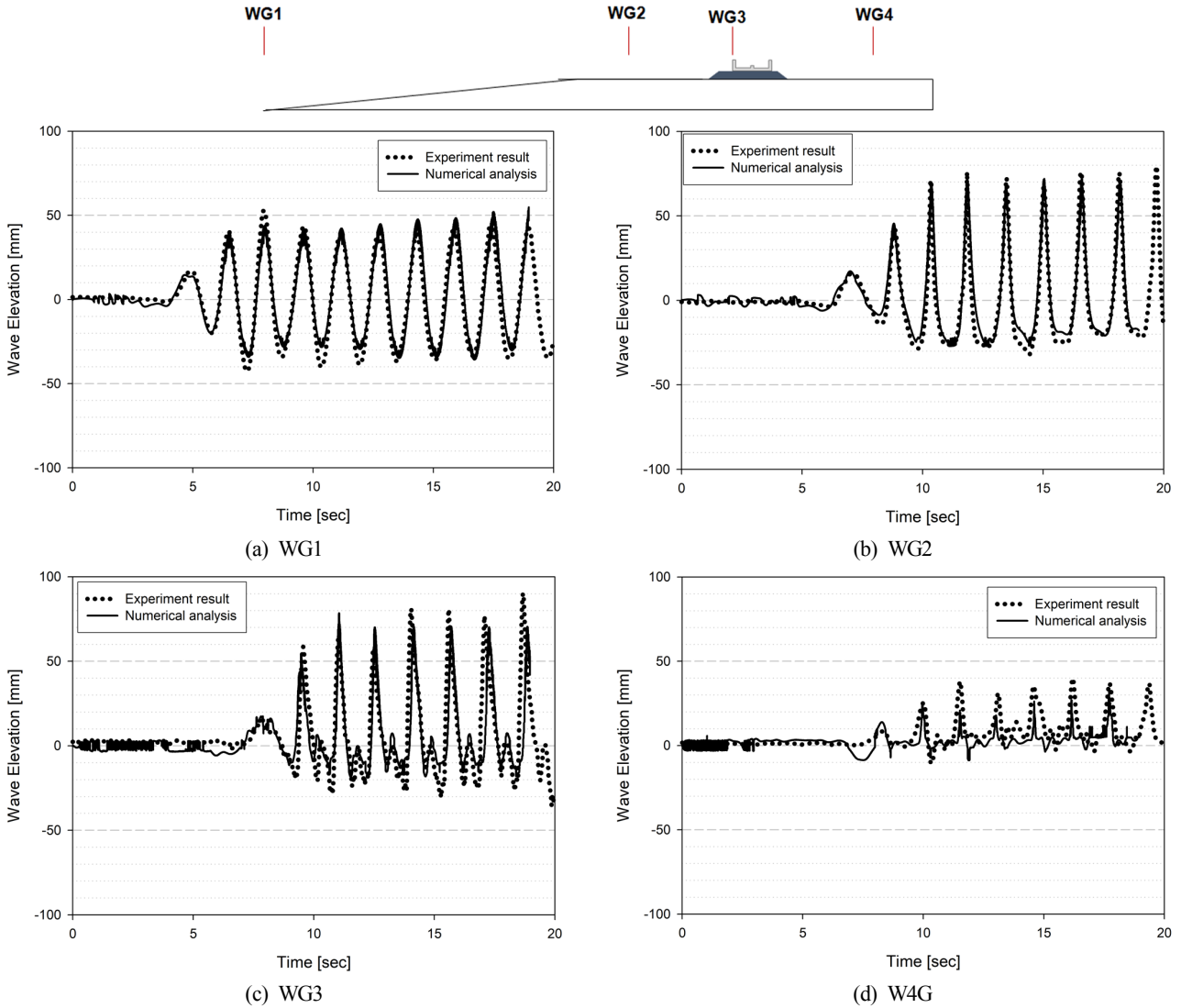


Fig. 11 Wave elevation in wave gage(WG) positions.

후면 돌출부에서 이차 쇄파가 이루어지는데 개구부로 인하여 전면 돌출부에서는 일차 쇄파가 다소 미약하게 이루어지며 전체적으로는 2단계의 쇄파 작용으로 구성되는 구조이다(Shin et al, 2018).

3.2.2 유동실험의 비교

월류형 인공리프의 파랑감쇠 원리는 전술한 바와 같이 입사파 에너지를 월류벽에서 강제쇄파를 통한 소산하며, 전면 월류벽에 개구부를 설치하여 개구부가 이안수로(Rip channel) 형태가 되어 외해측으로 흐름을 발생시키도록 고안한 것이다. 따라서 월류형 인공리프내에서 쇄파에 의한 흐름이 복잡하게 나타나며 특히 월류제 개구부 및 내부에서의 시간에 따른 유동 특성을 파악하기 위해서 개구부의 중앙부에서 유속계를 통해 유속을 측정하여 Fig. 12와 같이 수치해석의 결과와 비교 검토하였다.

개구부는 30%이고 입사파 $H=7.5\text{cm}$, $T=1.58\text{s}$ 에 대해 비교 검토하였으며, Fig. 12에서 +방향은 향안류, -방향은 외해측 흐름을, 그림에서 점선은 수리실험결과를 그리고 실선은 수치실험

결과를 나타내고 있다. 그림에서 보듯이 개구부 중앙부에서 외해측 흐름 및 향안류의 흐름 특성이 주기적으로 나타나고 있으며 유속의 크기 또한 대체로 잘 일치하고 있음을 알 수 있다. 수리실험 결과 외해측 흐름은 최대 유속 $U=-0.5\text{m/s}$, 향안류는 뾰족한 모양의 유속이 주기적으로 나타나며 최대 $U=+0.7\text{m/s}$ 로 외해측 흐름 유속이 상대적으로 작으나 지속시간이 다소 증가하는 경향을 보이고 있다. 수치실험결과에서는 향안류에서는 유속의 크기가 매우 유사하나 외해측 흐름은 $U=-0.41\text{m/s}$ 로 상대적으로 낮은 값을 보이고 있으며, 이의 원인은 격자의 크기 및 시간간격 등에 의한 것으로 판단되며 이에 대한 정밀한 수치연구가 필요한 것으로 판단된다.

또 Fig. 13에는 월류형 인공리프 내·외부의 파랑변동 및 유동특성에 대한 수치해석 결과를 나타내었는데 좌측에는 중앙단면에서의 속도장을 우측에는 수심 3.75cm 단면에서의 속도장을 도시하였다. 여기서 $t=10.1\text{s}$ 는 내부에서 향안류가, $t=10.4\text{s}$ 는 외해측 흐름이 발생하는 경우에 대해 나타내었으며, 파의 위상에 따른 인공리프 내·외부의 평면적인 유동특성을 잘 재현하고 있음을 알 수 있다.

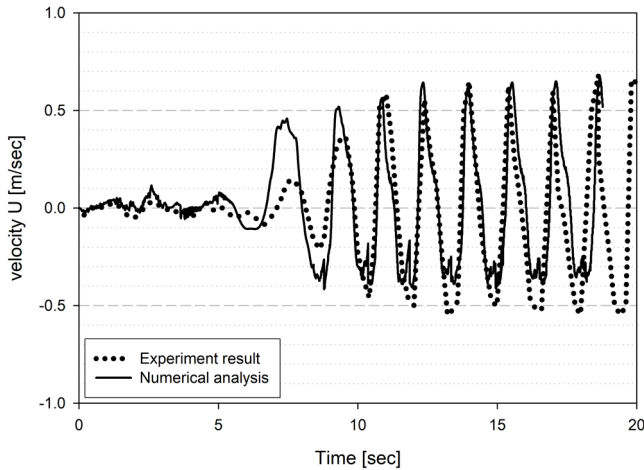


Fig. 12 Velocity distribution in an opening of artificial reef

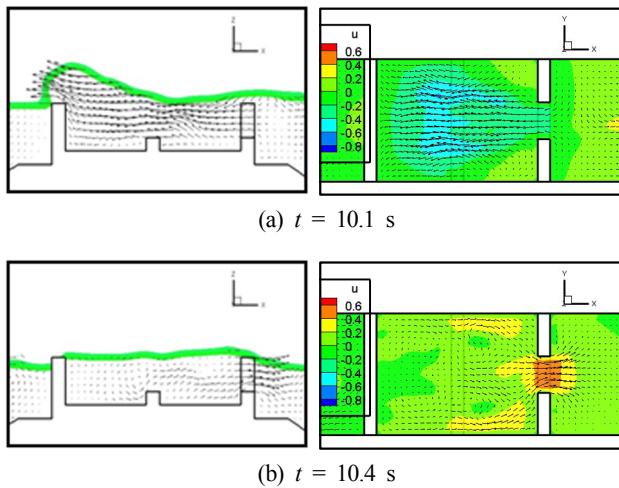


Fig. 13 Velocity distribution in the artificial reef

유동실험으로부터 개구부를 통한 쇄파에 의한 흐름의 외해측 이동특성이 강하게 발생되는 것으로 확인하였으며, 이를 통해 전달계수의 감소에 영향을 미친 것으로 판단되었다. 본 수치결과와 정량적인 검증에 위해서는 PIV(Particle Image velocimetry) 기법 등을 통한 검토가 요구되며, 이에 대해서는 지속적인 연구가 필요하다.

4. 결 론

본 연구에서는 상대적으로 마루폭이 짧은 월류식 인공리프 주위의 파랑전달 및 흐름 등의 해안수리학적 변동 특성을 수치실험 및 수치해석을 통해 비교 검토하였으며, 대체로 타당한 결과를 확인할 수 있었다. 본 연구에서 제시한 개구부가 있는 월류식 인공리프가 최대 80% 정도의 파고저감 성능을 보여주고 있어 기존 광폭잠제에 비해 마루폭이 짧으면서도 우수한 소파 성능을 보이고 있음을 확인할 수 있었다.

월류형 인공리프의 파랑감쇠 원리는 입사파를 전·후면 월류벽에서 강제쇄파를 통한 소산하는 것이며, 파랑변동에 대한 수치해석 및 수치실험 결과는 비교적 좋은 일치를 보여주고 있

며, 특히 인공리프 개구부에서의 파곡 및 과정에서 피크 값과 파곡에서의 2차 진동 형상도 대체로 잘 일치하고 있음을 확인하였다.

그리고 전면 월류벽에 설치된 개구부에서의 시간에 따른 유동 특성을 수치해석 및 수치실험결과를 비교하였으며, 개구부를 통한 외해측 흐름이 강하게 나타나고 있음을 확인하였다. 또한 파의 위상에 따른 인공리프 내·외부의 평면적인 유동특성을 재현하여, 배후의 파랑감쇠 특성과 외해류의 관계를 예측할 수 있었다.

본 수치결과의 평면적 유동특성에 대한 정량적인 검증을 위해서는 PIV(Particle image velocimetry)기법 등을 통한 영상해석법에 의한 검토가 요구되며, 이에 대해서는 지속적인 연구가 필요하며, 수치기법의 정밀화를 위한 추가 검토와 함께 평면적인 파랑장 및 유동장 변동 특성과 인공리프 배후의 수면변동에 관한 연구가 계속되어야 할 것으로 판단된다.

후 기

이 논문은 2017년 해양수산부 재원으로 한국해양과학기술진흥원의 지원을 받아 수행된 연구임(연안재해 방지를 위한 흐름 및 파랑 저감형 2중 월류식 인공리프 개발)

References

Higuera, P., Losada, I.J., Lara, J.L., 2015. Three-Dimensional Numerical Wave Generation with Moving Boundaries. Coastal Engineering, 101, 35-47. <https://doi.org/10.1016/j.coastaleng.2015.04.003>

Hong, C.B., Shin, Y.S., Lee, S.D., 2017. Effects of Wave and Current Reduction around the Artificial Reef of Overflow Type. Proceedings of Conference of Korean Coastal Disaster Prevention.

Hur, D.S., Lee, W.D., 2007. Three Dimensional Flow Characteristics and Wave Height Distribution around Permeable Submerged Breakwaters. Journal of The Korean Society of Civil Engineers, 27(6B), 689-701.

Hur, D.S., Lee, W.D., Ahn, S.W., Park, J.B., 2010. A Numerical Study on Flow Control Structure of a New-Type Submerged Breakwater. Journal of Korean Society of Coastal and Ocean Engineers, 22(3), 181-190.

Hur, D.S., Lee, W.D., Goo, N.H., Jeon, H.S., Jeong, Y.M., 2017. Development of New Type of Submerged Breakwater for Reducing Mean Water Level behind Structure. Journal of Ocean Engineering Technology, 31(2), 130-140. <https://doi.org/10.5574/KSOE.2017.31.2.130>

Kakemizu, N., Kimura, K., 2005. Hydraulic Performances of Artificial Reef Armored by Cone Shape Block with Horizontal Plate. Proceedings of 62th Conference of JSCE, Hokkaido Japan.

Lee, D.S., Oh, S.H., Park, Y.D., Jeong, W.M., 2013. Study on the Basic Design Method of Submerged Breakwater Composed

- of Double-Layer Permeable Blocks. *Journal of Korean Society of Coastal and Ocean Engineers*, 25(3), 172-180. <https://doi.org/10.9765/KSCOPE.2013.25.3.172>
- Lee, K.H., Bae, J.H., An, S.W., Kim, D.S., 2017. Characteristics of Velocity Fields around 3-Dimensional Permeable Submerged Breakwaters under the Conditions of Salient Formation. *Journal of Korean Society of Coastal and Ocean Engineers*, 29(6), 399-409. <https://doi.org/10.9765/KSCOPE.2017.29.6.399>
- Lopez, J., Hernandez, J., Gomez, P., Faura, F., 2005. An Improved PIIC-VOF Method for Tracking Thin Fluid Structures in Incompressible Two-Phase Flows. *Journal of Computational Physics*, 208(1), 51-74. <https://doi.org/10.1016/j.jcp.2005.01.031>
- National Association of Sea Coast, 2004. Design Manual of Artificial Reef. Revised Edition, National Association of Sea Coast, Japan, 95.
- Peng, D., Merriman, B., Osher, S., Zhao, H., Kang, M., 1999. A PDE-Based Fast Local Level Set Method. *Journal of Computational Physics*, 155(2), 410-438. <https://doi.org/10.1006/jcph.1999.6345>
- Sherman, F.S., 1990. *Viscous Flow*. McGraw-Hill.
- Shin, Y.S., 2012. Numerical Analysis of Viscous Flows on Unstructured Grids Using the Optimal Method of Strongly Implicit Procedure. *Journal of the Society of Naval Architects of Korea*, 49(2), 196-202. <https://doi.org/10.3744/SNAK.2012.49.2.196>
- Shin, Y.S., 2017. Numerical Analysis of Free Surface Flows Using Adaptable Surface Particle Method based on Grid System. *Journal of the Society of Naval Architects of Korea*, 54(1), 26-33. <https://doi.org/10.3744/SNAK.2017.54.1.26>
- Shin, Y.S., Hong, C., Lee, S.D., 2018. Numerical Analysis of Free Surface Movement around the Artificial Reef of Overflow Type. *Journal of Coastal Disaster Prevention*, 5(1), 1-7. <http://doi.org/10.20481/ksedp.2018.5.1.1>
- Shin, Y.S., Lee, S.D., 2014. Numerical Analysis of Turbid Flow Considering Density Variation in Reservoir. *Journal of the Korean Society of Hazard Mitigation*, 14(5), 311-316. <https://doi.org/10.9798/KOSHAM.2014.14.5.311>
- Sussman, M., Fatemi, E., Smereka, P., Osher, S., 1998. An Improved Level Set Method for Incompressible Two-Phase Flows. *Computers & Fluids*, 27(5-6), 663-680. [https://doi.org/10.1016/S0045-7930\(97\)00053-4](https://doi.org/10.1016/S0045-7930(97)00053-4)

Study on Identification Procedure for Unidentified Underwater Targets Using Small ROV Based on IDEF Method

Hyuk Baek^{ID*}, Bong-Huan Jun^{ID*}, Suk-Min Yoon^{ID*} and Myounggyu Noh^{ID**}

^{*}Ocean Equipment Research Department, KRISO, Daejeon, Korea

^{**}Department of Mechatronics Engineering Chungnam National University, Daejeon, Korea

소형 ROV를 이용한 IDEF0 기반의 수중 미확인 물체 식별절차에 관한 연구

백혁^{ID*} · 전봉환^{ID*} · 윤석민^{ID*} · 노명규^{ID**}

^{*}선박해양플랜트연구소 해양ICT연구본부

^{**}충남대학교 메카트로닉스공학과

KEY WORDS: Remotely operated vehicle(ROV) 원격조종 무인잠수정, Operation procedure 운용절차, West sea 서해, IDEF

ABSTRACT: Various sizes of ROVs are being utilized in offshore industrial, scientific, and military applications all around the world. Because of innovative developments in science and technology, image acquisition devices such as sonar devices and cameras have been reduced in size and their performance has been improved. Thus, we can expect better accuracy and higher resolution even in the case of exploration using a small ROV. The purpose of this paper is to prepare a standard procedure for the identification of unidentified hazardous materials found during the National Oceanographic Survey. In this paper, we propose an IDEF (Integrated DEFinition) method modeling technique to identify unidentified targets using a small ROV. In accordance with the proposed procedure, an ROV survey was carried out on target No.16 with a four-ton-class fishing boat as a support vessel on September 18th of 2018 in the sea near Daebu Island. Unidentified targets, which were not known by the multi-beam data obtained from the ship, could be identified as concrete pipes by analyzing the HD camera and high-resolution sonar images acquired by the ROV. The whole proposed procedure could be verified, and the survey with the small ROV required about 10 days to identify the target in one place.

1. 개 요

우리나라에서는 1982년 12월에 채택된 유엔해양법협약에 따른 주권 해역의 과학적 조사 자료를 확보하고, 해양 부존자원 및 에너지 개발 등 해양 개발을 위한 기초자료 제공, 해상교통의 안전 항로 확보, 해양환경 보존 및 해양 정책 수립 등에 필요한 정보를 제공할 목적으로 국립해양조사원에서 1996년부터 연차적으로 국가해양기본도조사를 실시해 왔다. 수로는 한국해양조사원에서 지속적으로 해도를 제작 및 구축하고 있다(Doopedia, 2019).

국가해양기본도 조사에서 발견된 항해 위험물에 대한 식별은 안전 항로 확보와 해양환경 보존 측면에서 필수적이다. 또한, 미식별 위험물은 우리나라 전 해역에 걸쳐 상당수 존재하고 있

어 이를 식별할 표준 절차와 로드맵 작성이 선행되어야 한다. 본 연구에서는 소형 ROV(Remotely operated vehicle, 무인잠수정)를 이용한 해저 미확인 물체의 식별에 필요한 하드웨어, 소프트웨어, 사람 등을 표준화된 방법으로 절차를 작성 및 관리하기 위해 IDEF0(Integrated DEFinition 0) 기능 모델링 방법(Function modeling method)을 채용했다. IDEF0 방법은 조직이나 시스템의 의사결정, 행동, 활동을 모델링 할 수 있도록 디자인 되어 관련된 사람들 간의 의사소통을 촉진하고 활동에 관한 업무의 흐름을 명확하게 표현할 수 있는 장점이 있다(Dynamic Soft Inc., 2011). 이러한 방법을 사용하여 ROV 운영회사마다 각기 다른 석유생산기지의 철골구조물 안전도 검사의 표준절차를 제안하여 보다 효율적인 관리를 수행하고자 한 선행연구 사례가 있다

Received 26 February 2019, revised 11 April 2019, accepted 13 June 2019

Corresponding author Suk-Min Yoon: +82-42-866-3882, smyoon@kriso.re.kr ORCID: https://orcid.org/0000-0002-3523-3221

It is a recommended paper from the proceedings of 2018 autumn workshop of the Korea Marine Robot Technology (KMRTS) which is one of the divisions belong to the Korean Society of Ocean Engineers (KSOE).

© 2019, The Korean Society of Ocean Engineers

This is an open access article distributed under the terms of the creative commons attribution non-commercial license (<http://creativecommons.org/licenses/by-nc/3.0>) which permits unrestricted non-commercial use, distribution, and reproduction in any medium, provided the original work is properly cited.

(Rocha and Tome, 2015).

본 논문의 2장에서는 IDEF0 기능 모델링 방법으로 소형 ROV를 이용한 항해 위험물의 시범조사 절차에 대해서 제안했고, 3장에서는 제안한 절차를 이용하여 2018년 9월 18일 대부도 앞 바다에서 4톤급 낚시어선을 지원모션으로 위험물(No. 16)에 대한 소형 ROV 조사 수행결과를 나타냈다. 4장 결론에서는 IDEF0 모델링 기법으로 설계한 절차에 대해서 실제 적용평가 결과 및 향후 관리방안에 대하여 작성하였다.

2. IDEF0 방법

2.1 IDEF0란?

IDEF0는 1970년대 미 공군의 ICAM(Integrated computer - aided manufacturing) 프로젝트 일환으로 개발된 기능 모델링 방법으로 시스템의 획득, 분석, 설계, 실험을 지원하는데 필요한 활동을 모형화하기 위하여 고안되었다. 따라서 IDEF0는 조직화된 접근법으로 현존하거나 계획된 시스템의 역할과 역할들 간의 관계를 표현한 것으로 사람들 간의 의사소통 및 이해를 원활히 하기 위한 수단으로 사용된다(The National Institute of Standards and Technology, 1993).

Fig. 1은 IDEF0 모델의 상단 레벨이며 시스템에 대한 가장 일반적인 설명으로 네 가지 화살표 ICOM(Input, Control, Output, Mechanism)으로 나타낸다. 가운데 상자는 활동, 절차, 운영 등 사람, 기계, 컴퓨터 등에 의해 수행되는 기능(Function)을 나타낸다. ICOM의 Input은 기능을 수행하는데 필요한 객체 혹은 데이터를 나타낸다. Control은 기능의 수행을 통제하는 규정, 표준 등을 나타내며, Output은 Function에 의해 만들어지는 객체 혹은 데이터이다. 마지막 Mechanism은 기능을 수행하는 사람 또는 개체 혹은 프로그램 등을 나타낸다(Ismail et al., 2010).

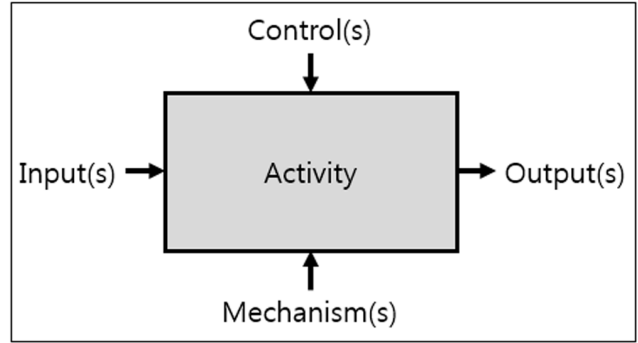


Fig. 1 IDEF0 basic formalism

2.2 IDEF0 방법론을 이용한 식별절차 제안

본 논문에서 제안하는 위험물의 식별 절차를 IDEF0 모델링(개요)으로 Fig. 2에서 나타내고 있다. 좌측에 Input 데이터로는 미식별 위험물 위치좌표가 주어지고, 기능 상자(Underwater target identification)에 의해 식별보고서가 Output으로 나오는 구조를 가진다. 상측의 Control에는 위험물 식별 로드맵, 기상정보 그리고 잠수정과 센서 운영규정이 있다. 특히 위험물 식별 로드맵은 동해, 남해, 서해의 항로와 항로인근 해저에 존재하는 식별 대상들의 위치, 주변 환경에 대한 자료, 과업지시서 그리고, 운영 표준 절차 등을 포함한다. 하측의 Mechanism에는 과업을 지시하는 Client와 소형 ROV를 운영하는 업체로 구성된다. 운영업체는 항법 프로그램을 운영하는 Navigator, ROV를 운영하는 Operator, 실험 시범조사에 투입되는 장비를 나타내는 ROV & Sensors & Support ship, 유속과 수심을 이용하여 소형 ROV 투입 가능여부를 결정하는 Power & Drag simulator, 실시간 항법데이터를 나타내고 저장하는 Navigation software를 제공해야 한다.

Fig. 2에 나타난 한 개의 기능 상자를 분해한 하층 구조는 부록

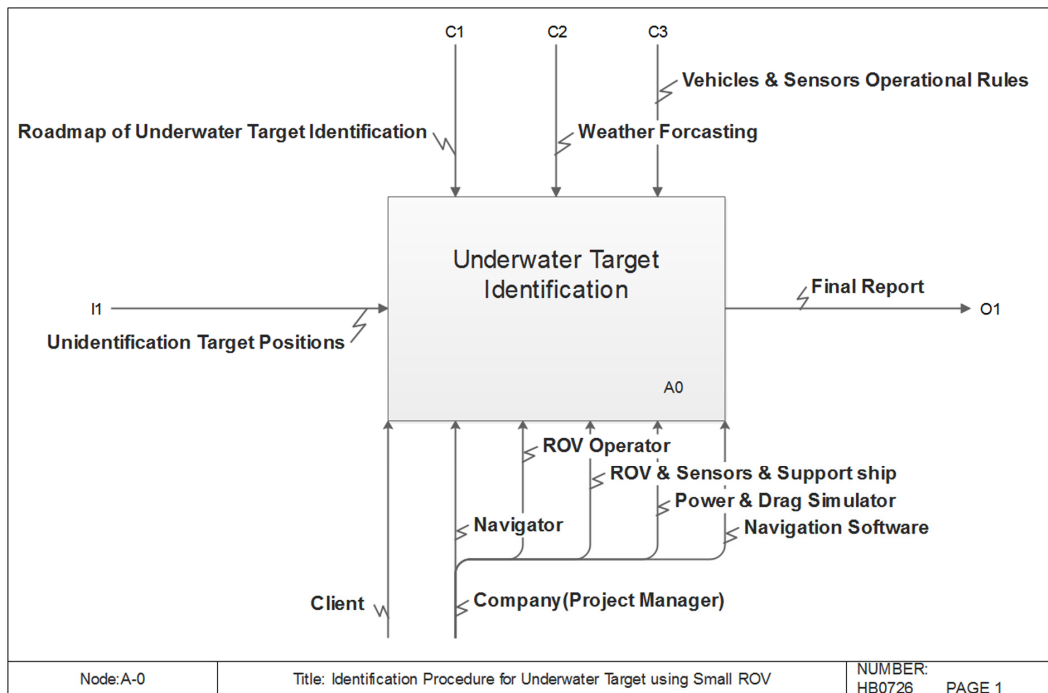


Fig. 2 IDEF modeling concept to identify unidentified objects

A의 Fig. A1의 아래 그림에서 환경평가(Environmental assessment), ROV 선정(ROV selection), 운영계획(Operational planning), ROV 운영(ROV operating), 식별보고서 작성(Final report)으로 총 5개의 기능 상자로 자세히 나타내고 있다. 다음의 3장에서는 실해역 조사 결과를 5개의 기능상자 제목으로 나누어 설명한다.

3. 실해역 조사 결과

본 장에서는 국립해양조사원의 요청으로 수행한 서해 No. 16 번 위치에서 소형 ROV를 이용한 위험물 식별 시범조사 결과를 5단계로 정리했다. 시범조사는 2018년 9월 18일 인천 대부도 앞 바다에서 수행했다.

3.1 환경평가

첫 번째 단계인 환경평가에서는 미확인 위험물 식별 로드맵에서 우선순위가 높은 위험물 좌표가 주어진다. 이 좌표가 있는 해역의 자료들을 수집하여 ROV 운영 계약자는 감독관(제3기관 혹은 ROV 전문가)과 함께 환경평가를 수행한다. 수집 자료로는

멀티빔데이터, 유향, 유속, 조위표, 수심정보 등이 있겠다. No. 16번 지역은 대부도 인근 해역으로 아래 Fig. 3의 좌측 구글어스 지도에서 표시된 No. 16 지점이다.

대표적인 수집 자료를 Table 1에 정리했다. 2018년 8월 1일부터 8월 31일까지 인근 관측지점의 해수 유동 흐름과 조위 예측 값은 사리에서 최대유속 약 1m/s, 조차 10m를 나타내고, 조금에서는 최대유속 약 0.5m/s, 조차 약 4m를 나타낸다. Table 1의 아래 유향·유속과 조위 그림은 부록 C의 Fig. C1에서 확대하여 나타냈다.

3.2 ROV 선정

본 시범조사의 환경평가 단계에서 조사된 자료를 바탕으로 조사대상 위험물의 위치, 크기, 형상, 수심 정보와 주변 해역의 유속, 탁도 정보를 입력 값으로 사용하여 ROV의 요구 성능을 정한다. 멀티빔데이터에 나타난 대상 물체는 대략 폭 2미터 길이 5~6미터 크기의 두 개 물체로 나타났다. 서해의 탁한 시계에서 운영하므로 광학영상 장비는 근접하여야 대상을 볼 수 있으므로 전체 대상을 한 번에 볼 수 없는 단점이 있다. 이를 보완하기 위해 이미지 소나가 요구된다. 특히 이미지 소나는 실시간

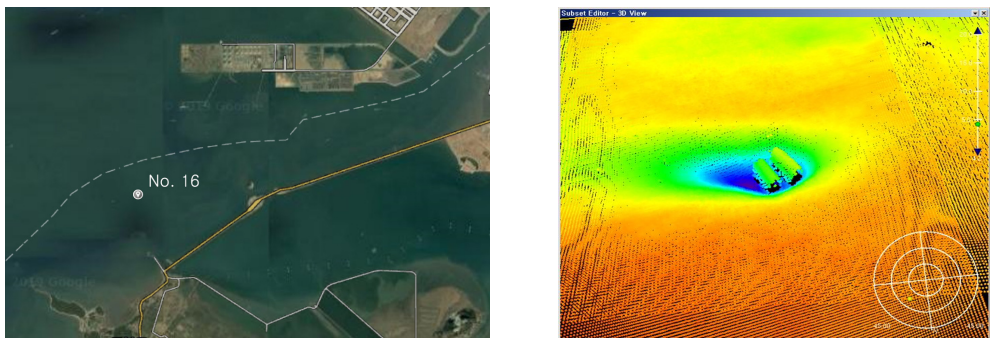
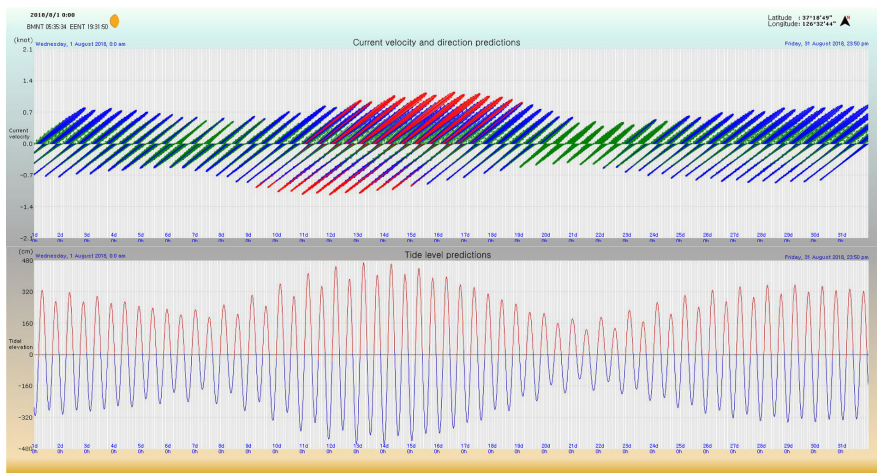


Fig. 3 Satellite image map (Left), multibeam image (Right)

Table 1 Obtained data of No. 16 point

Control number	No. 16	Max. velocity [m/s]	0.97
Location WGS-84	37-18-46.74 N	Min. velocity [m/s]	0.0
	126-34-18.87 E	Flow direction [°]	52.5
Depth [m]	10.4	Turbidity [g/m ³]	2.771
Ambient depth [m]	10 - 11	Remarks	Outside the port (1.6 km)

Current velocity and direction predictions(upper), Tide level predictions(lower)



으로 소나 이미지를 보여주므로 탁한 시계에서 항법과 물체 식별(크기, 형태)에 큰 장점이 있다. 또한, 수중 위치추정을 위한 USBL(Underwater short base line) 센서가 필요하다. 이와 함께 수중의 소형 ROV 운용 가능여부를 결정하는 중요한 요소는 ROV 추력과 항력의 관계이다. 이것은 운영방법이 결정된 상태에서 계산이 가능하며, 본 시범조사에서는 Fig. 4와 같은 운영방법을 채용했다. 이 운영 방법은 일반적인 소형 ROV가 해저를 조사할 때 이용하는 방법으로 전체 항력 계산에는 Tether cable 항력과 사용 ROV 항력 이외에는 고려하지 않는다. 두 항력의 합은 식 (1)과 같다(Robert et al., 2014).

$$Total\ drag = \frac{1}{2}\sigma A_R V^2 C_{dR} + \frac{1}{2}\sigma A_T V^2 C_{dT} \quad (1)$$

여기서, 아래첨자의 R 과 T 는 각각 ROV와 Tether cable을 의미하며, σ 는 해수 밀도와 중력가속도의 비의 값으로 정의된다. C_d 는 항력 계수로 ROV는 단면적을 고려하여 0.8 ~ 1.0의 값을 가지며, Unfaired cable의 항력 계수는 1.2로 알려져 있다. A 는 항력 계수가 작용하는 단면적이며, V 는 ROV와 유속의 상대속도이다.

다음의 Table 2에서는 ROV의 사양을 나타내고 있으며, 식 (1)의 항력 계산에 필요한 케이블직경, ROV 단면적 크기 정보를 구할 수 있다.

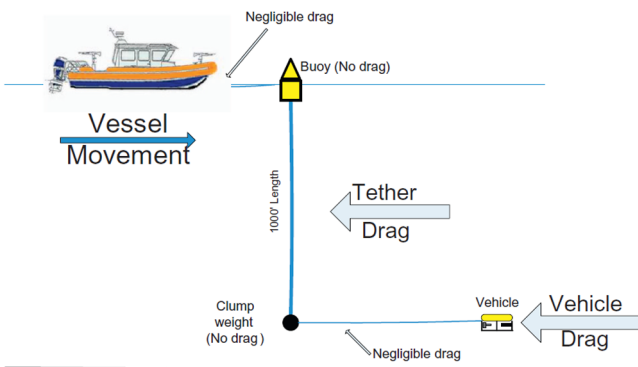


Fig. 4 Drag components of operating system

Table 2 Specifications of ROVO-2

System and parameter	ROVO-2
Max. operation depth [m]	200
Length [m]	0.76
Width [m]	0.5
Height [m]	0.3
Weight in air [kg]	20
Thruster number	6
Lateral thrust	Yes
Propulsion force [kg]	9.97
Tether diameter [m]	0.01
Rear camera	No
Lateral camera	No
Power requirement [W]	2

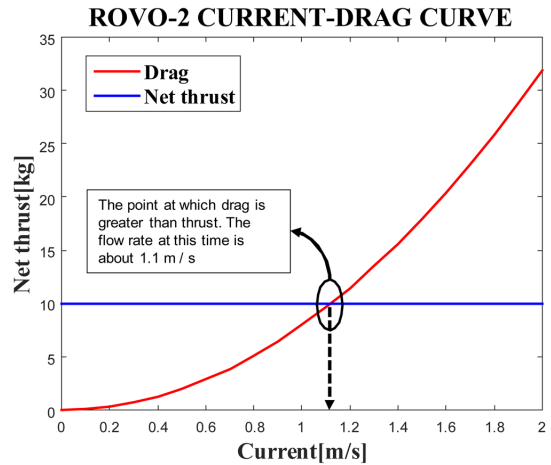


Fig. 5 Result of ROV power & drag simulation

위의 Fig. 5에서 Power & Drag simulation 결과를 나타냈다. ROVO-2 모델의 추력은 사양에 의해 9.97kg으로 나타났으며, 항력은 식 (1)에 의해서 유속이 빨라짐에 따라서 지수함수로 증가한다. 유속 약 1.1m/s에서 항력이 추력보다 커지는 지점으로 ROVO-2 ROV의 운용 한계 유속을 나타낸다. 시범조사해역의 조급 물때 최대유속은 0.5m/s로 나왔다. 또한, 수심이 10m 정도인 시범조사해역을 고려할 때, 시범조사시 운영할 ROVO-2 ROV의 추진기 추력은 현장에서 충분한 여유를 가질 것으로 계산되었다. 추가로 다양한 ROV의 사양을 Power & Drag simulation 한 결과를 본 논문의 부록 B의 Fig. B1과 Fig. B2에 추가했다. Fig. 6과 같이 시범조사에 사용될 ROVO-2 ROV는 가운데 내압유리구에 안에 위치한 Pan/Tilt HD camera 1기와 양쪽 LED 램프 2기가 설치되어 있으며, Blueview 2D 이미징 소나(모델: M900-130)가 설치되어 있다. 소형 ROV의 USBL 항법데이터를 취득하기 위한 센서로 Sonardyne사의 Scout coastal transponder를 설치했다.

3.3 운영계획

3단계 운영 계획은 소형 ROV가 선정된 상태에서 한 지점을 조사하기 위한 육상과 해상에서 이뤄지는 모든 작업에 대한 계획을 말한다. 운영계획을 통해 전체 소요 시간, 비용, 인력에 대한 예측이 가능하며, 계획에는 해상 상황을 우선 고려하여 선박 운용계획을 수립한 이후 역산으로 1단계부터 계획을 수립한다.



Fig. 6 Photo of ROVO-2 model

Table 3 Operating plan for pilot survey

Step	Work contents	Working days
1	Temporary work	(2)
1-1	Preparation for operation	1
1-2	Move to stte	1
2	ROV install and operation	(3)
2-1	Mobilization	1
2-2	Operating ROV(in site)	1
2-3	Demobilization	1
3	Data processing	(2)
3-1	Data download	0.5
3-2	Post processing	1.5
4	Report	(2)
4-1	Report results	1.5
4-2	On completion of the check	0.5

Table 3은 이번 시범조사를 수행하기 위해 작성한 계획이며, 상세한 업무내용과 체크리스트는 생략했다.

Fig. 7은 계획 단계에서 ROV 운영 업체에서 제안한 소형 ROV의 운영 모식도이다. 강한 조류에 대비해서 Clamp weight를 운용하는 시스템으로 설계하였고, 수직으로 내려가는 테더케이블은 Clamp weight의 연결라인에 의해 구속된다. Clamp weight의 일정 높이로부터 반경 20m에서 40m까지 테더케이블의 길이 조절이 가능하다. 이 방법의 장점은 수심 깊이만큼 수직으로 내려가는 케이블의 유체저항이 ROV에 전달되지 않아 비교적 강 조류 환경에서 ROV 운영이 가능한 특징이 있다. 그렇지만, 진수와 인양 시간이 충분히 필요하며, 지원모선이 앵커링하고 있지 않은 상태에서 ROV 운영은 선박의 위치 의존도가 높다는 단점이 있다. 본 실험에서 사용할 지원모선은 선박위치와 선수각(Heading) 정보를 위한 두 개의 DGPS 안테나와 선박에서 ROV의 수중 정밀위치를 모니터링하기 위한 USBL 트랜스폰더의 설치가 요구되어 진다. 이와 함께, ROV 운용관련 컴퓨터와 모니터 등이 설치되어야 하며, 수중에 Clamp Wight등의 물체를 진수·인양할 수 있는 지원모선이 필요하다. 본 연구에서는 일반

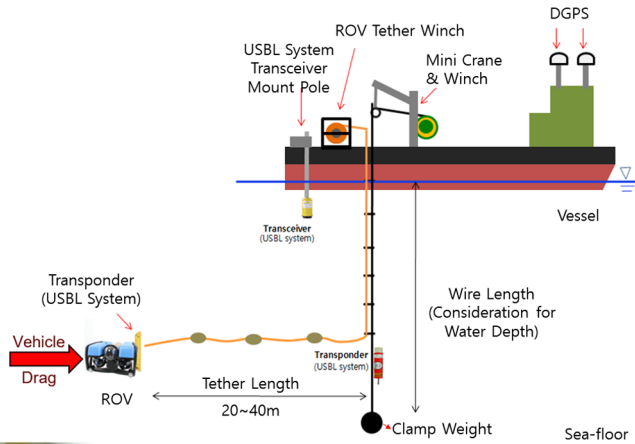


Fig. 7 ROVO-2 ROV operating concept

적으로 구하기 쉬운 4톤급 낚시어선을 소형 ROV의 지원모선으로 선정했다.

3.4 ROV 운영

서해에서 소형 ROV를 운영하기에는 유속이 느릴수록 유리하다. 2018년 9월 18일은 이 달의 무시 불때로 가장 유속이 느린 날이며, 정조 시간에 맞춰 시범조사를 수행하였다. Table 3에서 설명한 운영계획을 이용한 실제 운영에는 Table 4와 같이 총 9일이 소요 되었다. ROV 설치 및 운영에 3일이 계획되어 있었지만, 실제로는 2일이 소요 되어 전체 운영일수로는 하루가 짧아졌다. 그러나 영상이미지와 소나데이터의 분석에 1일이 추가 소요 되어 전체적으로 동일한 9일이 소요되는 것으로 나타났다.

일반적인 과학탐사용 ROV 운영 결과로는 ROV video log, ROV dive log, 선박항해 Log, Mission sensor log가 원본 데이터와 함께 정리되지만, 소형 ROV의 운영 특성상 모든 Log는 항법 데이터와 영상데이터, 미션센서(이미징 소나, 멀티빔 등) 데이터의 원본을 저장하는 것으로 같음하는 것이 운영 투입 인원대비 장비의 원활한 운영에 긍정적일 것으로 판단된다. 같음 조건으로는 다음의 두 가지가 필수적이다. 하나는 항법데이터는 항법

Table 4 Comparison of operating plan vs. actual days for pilot survey

Step	Work contents	Working days (Expected / Actual)
1	Temporary work	2/2
1-1	Preparation for operation	15 th Sep. 2018
1-2	Move to site	16 th Sep. 2018
2	ROV install and operation	3/2
2-1	Mobilization	17 th Sep. 2018
2-2	Operating ROV(in site)	18 th Sep. 2018
2-3	Demobilization	18 th Sep. 2018
3	Data processing	2/3
3-1	Data download	19 th Sep. 2018
3-2	Post processing	20 th Sep. 2018 21 st Sep. 2018
4	Report	2/2
4-1	Report results	24 th Sep. 2018
4-2	On completion of the check	25 th Sep. 2018

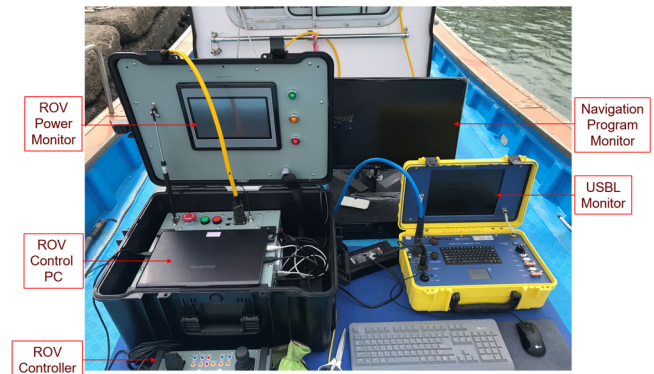


Fig. 8 Pilot consol(left), navigator console(right)

프로그램에서 저장된 데이터를 Playback 가능하여야 하고, 다른 하나는 ROV 운용에 사용되는 모든 PC와 센서는 운용 전 시간 동기화 작업을 수행하는 것이다. 아래 Fig. 8은 선상에 설치된 소형 ROV 제어시스템이다. 좌측은 조종사(ROV operator)의 위치로 전원 모니터, ROV 조종 PC와 그 아래로 ROV 조이스틱이 있고, 우측은 항해사(Navigator)의 위치로 USBL 모니터와 항법 프로그램인 Quincy 프로그램 운용 컴퓨터가 있다.

3.5 식별보고서 작성

논문에서 제안한 IDEF0 모델링의 마지막 5단계에서는 소형 ROV 시범조사를 통해 취득한 HD 카메라 영상, 이미징 소나 영상, 항법 프로그램 데이터를 이용해 위험물에 대한 식별결과를 정리하는 것이다. Fig. 9의 좌측 그림은 위험물 대상을 ROV로 조사할 때의 항법프로그램 장면이다. 좌측 그림에서 우측 상부의 선박과 위험물 대상 주변을 조사하던 ROV의 USBL 위치데이터 누적 신호를 흰색 점들로 나타냈다.

서해는 육상에서 흘러 내려오는 부유물이 많은 해역으로 빛의 반사(Reflection), 굴절(Refraction), 회절(Diffraction), 산란(Scattering)에 의해 정밀한 영상 촬영이 어려운 곳이다. 이런 곳에서는 정조 시간에 조사하는 것이 좋은 영상을 획득하는데 유리하며, 소나를 이용하는 것이 시각 센서의 대안이 될 수 있다. 시범조사에서 식별 대상을 촬영한 영상중 화질이 좋은 영상을 캡처하여 아래의 Fig. 10과 Fig. 11에 나타냈다. Fig. 10은 위험물의 외부 가장자리를 조사하던 사진으로 ROV의 선수각 148.3도 방향(위험물의 북쪽에서 5시 방향으로 촬영된 영상임을 자막으로 알 수 있다. 가장자리는 계단모양의 층이 나 있는 것 또한 확인할 수 있다. Fig. 11은 위험물 내부 가장자리를 촬영한

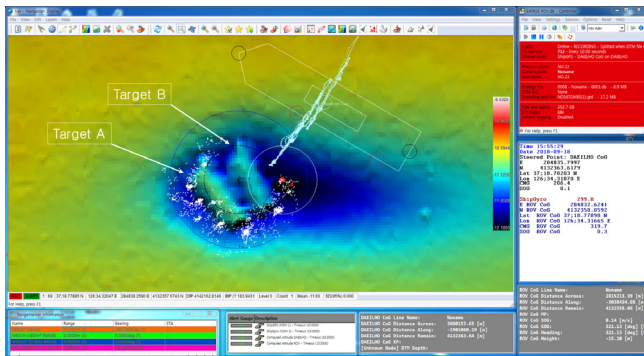


Fig. 9 Navigation program



Fig. 10 Captured image of outside border displayed in pilot console

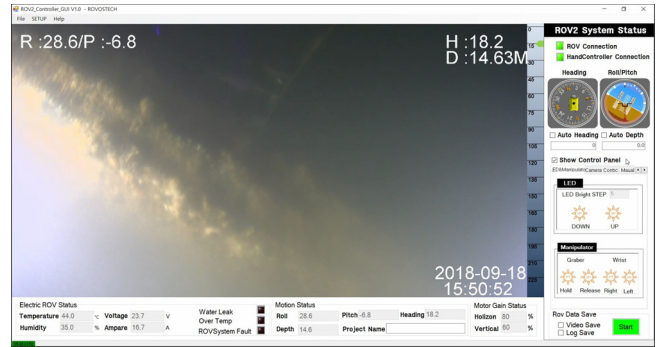


Fig. 11 Captured image of inside border displayed in pilot console

영상으로 선수각 18.2도 방향(위험물 남쪽에서 1시 방향)으로 촬영된 영상이다. 내부에도 계단모양의 층이 나 있는 것을 확인했다.

Fig. 3의 우측과 Fig. 9에 표시된 두 개의 미식별 위험물 주변은 세굴(Scouring)현상이 발생된 것을 확인할 수 있다. 세굴은 수중에 인공구조물 설치 시 강한 유체에 의해 발생하는 현상으로 위험물 주변에 흠이 많이 유실된 것으로 보아 무게가 상당할 것으로 추정할 수 있다. 멀티빔 소나는 수면의 선박에서 지구중심 방향으로 음파를 주사하여 고도를 측정하는 방식으로 대상물을 여러 개의 점(Point)으로 표현하는 특징이 있지만, 측면의 정보 취득은 불가능하다. 본 시범 조사에서는 소형 ROV에 이미징 소나를 설치하여 Fig. 12와 Fig. 13에서처럼 측면 이미지를 취득할 수 있었다. Fig. 12는 Target A와 Target B 보다 높은

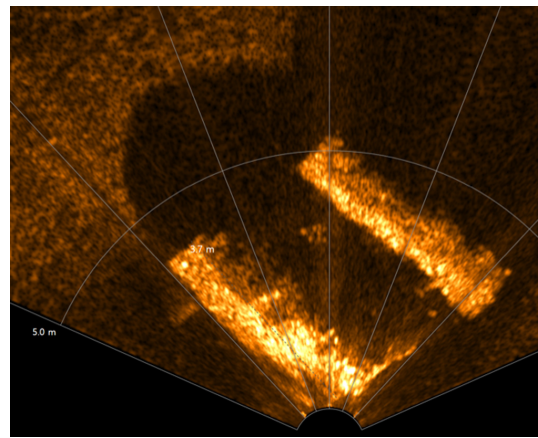


Fig. 12 Screen shot of Imaging sonar

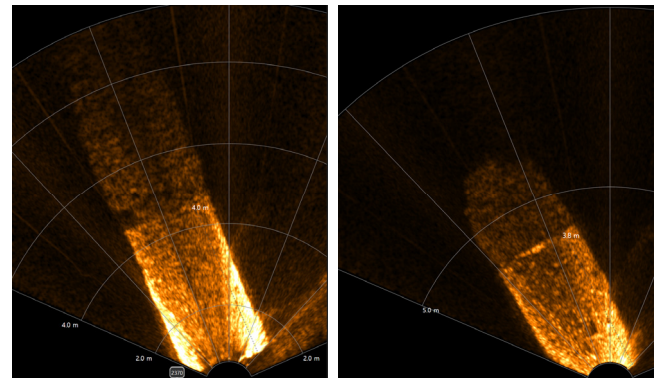


Fig. 13 Screen shot of target A(left), target B(right)



Fig. 14 Concrete pipe

고도에서 촬영된 소나영상으로 멀티빔 데이터와 유사하게 두 개의 미식별 위험물 배치상태를 확인할 수 있었다. 멀티빔과는 달리 Fig. 12의 상부에 표시된 검정색 그림자가 등글게 나타나므로 Target의 외형은 원통형임을 알 수 있었다. Fig. 13은 두 개의 위험물 측면에서 각각 촬영한 데이터로 원통 형태의 Target 입구에서 내부를 관통하여 반대편으로 뻗어나가는 바다 반사음향을 확인할 수 있었고, 소나에 가까운 구조물 내벽에서는 강한 반사 신호가 사각형 박스 형태로 나타났다. 이미징 소나 프로그램에서 Target A는 길이 4.0m, 내경 2.2m이고, Target B는 길이 3.8미터, 내경 2.2m로 측정 되었다.

멀티빔 데이터로 알 수 없었던 Target은 영상 촬영을 통해 내, 외벽의 가장자리에 층계구조를 가진다는 것과, 이미징 소나를 통해 내부가 비어있는 둥근 실린더 형태라는 것으로 Fig. 14 (CPM-group, 2019)와 같은 콘크리트 배관임을 알 수 있었다.

4. 결 론

No. 16번 위험물 조사를 통해 탁시계 환경에서 선박을 이용한 멀티빔 성과로 식별이 어려웠던 대상을 소형 ROV의 이미징 소나를 이용하여 측면정보를 취득함으로써 식별이 가능했다. 이미징 소나는 실시간으로 영상을 볼 수 있어 ROV 운영자가 항법 데이터로 활용할 수 있고, 길이 측정의 정밀도가 높으므로 대상의 정밀한 크기 측정이 가능하여 소형 ROV에 있어 유용한 센서임을 확인할 수 있었다. 또한, No. 16번 위험물은 콘크리트 배관으로 식별되었으며, 한 가지 위치 지점에서 소형 ROV를 이용한 대상의 식별에는 예비일 1일~2일을 포함하여 총 10일이 소요되는 것으로 나타났다.

IDEF0 모델링의 목적은 각 단계의 모든 요구 사항과 범위를 정의하고 업무 규칙을 발견, 현행 환경의 문서화, 개선된 대안책 개발, 그리고 다른 분석을 위한 프레임을 제공하는 것이다 (Jang and Kim, 1999). 본 논문에서는 IDEF0 모델링 기법으로 소형 ROV를 이용한 항해 위험물의 시범조사 절차와 제안한 절차

를 검증하는 시범조사 수행함으로써, 운영 표준 작성에 필요한 전반적인 사항을 점검할 수 있었다.

향후 하층 구조를 보강하고 전체 업무의 절차를 세밀하게 표현할 필요가 있으며, 몇 회 반복하면서 절차를 수정, 업데이트 하게 된다면 제안한 표준이 소형 ROV의 운영 표준으로 자리 잡을 수 있을 것으로 기대한다.

후 기

본 논문은 국립해양조사원 수탁과제인 ‘수중드론을 이용하여 대축척 해도에 표시된 정보를 알 수 없는 위험물을 조사하기 위한 중장기 로드맵 기획(PGS3550)’과 선박해양플랜트연구소 주요사업 ‘극지 빙하 탐사와 원격 모니터링을 위한 수중로봇 ICT 원천기술 개발(PES3190)’에 의해 수행되었습니다.

References

- CPM-group, 2019. Concrete Pipes. [Online] Available at: <<https://www.cpm-group.com/products/drainage/concrete-pipes/>> [Accessed January 2019].
- Doopedia, 2019. Basic Maps of the Sea. [Online] Available at: <http://www.doopedia.co.kr/doopedia/master/master.do?_method=view&MAS_IDX=101013000812667> [Accessed January 2019].
- Dynamic Soft Inc., 2011. IDEF Methods for Knowledge Engineers and Evolutionary Enterprise. [Online] (Updated April 2011) Available at: <<http://cfile5.uf.tistory.com/attach/13269C3951408E2C09107D>> [Accessed January 2019].
- Ismail, H.S., Rashid, M., Zhu, P., Poolton, J., 2010. A IDEF0-Based Methodology for Project Reliability Assessment. Proceedings of the 2010 IEEE International Conference on Industrial Engineering and Engineering Management, Macao China, 1568-1572. <https://doi.org/10.1109/IEEM.2010.5674172>
- Jang, K.-J., Kim, S.-H., 1999. An Implementation Methodology for CALS/EC System Using IDEF0 and Conceptual Design in Logistics Industry. The Journal of Society for E-Business Studies, 4(1), 37-58.
- Robert, D., Christ, R.L., Wernli, S., 2014. The ROV Manual. 2nd Edition, Butterworth-Heinemann.
- Rocha, F., De Tome, G., 2015. Basic mapping of the inspection process in offshore oil production facilities. OCEANS 2015-MTS/IEEE, Washington, 1-8. <https://doi.org/10.23919/OCEANS.2015.7404581>
- The National Institute of Standards and Technology, 1993. Draft Federal Information Processing Standards Publication 183. U.S. Department of Commerce(Springfield), Virginia.

부 록

부록 A 항해 위험물 수중드론 조사 IDEF0 모델링(node A-0 and A0)

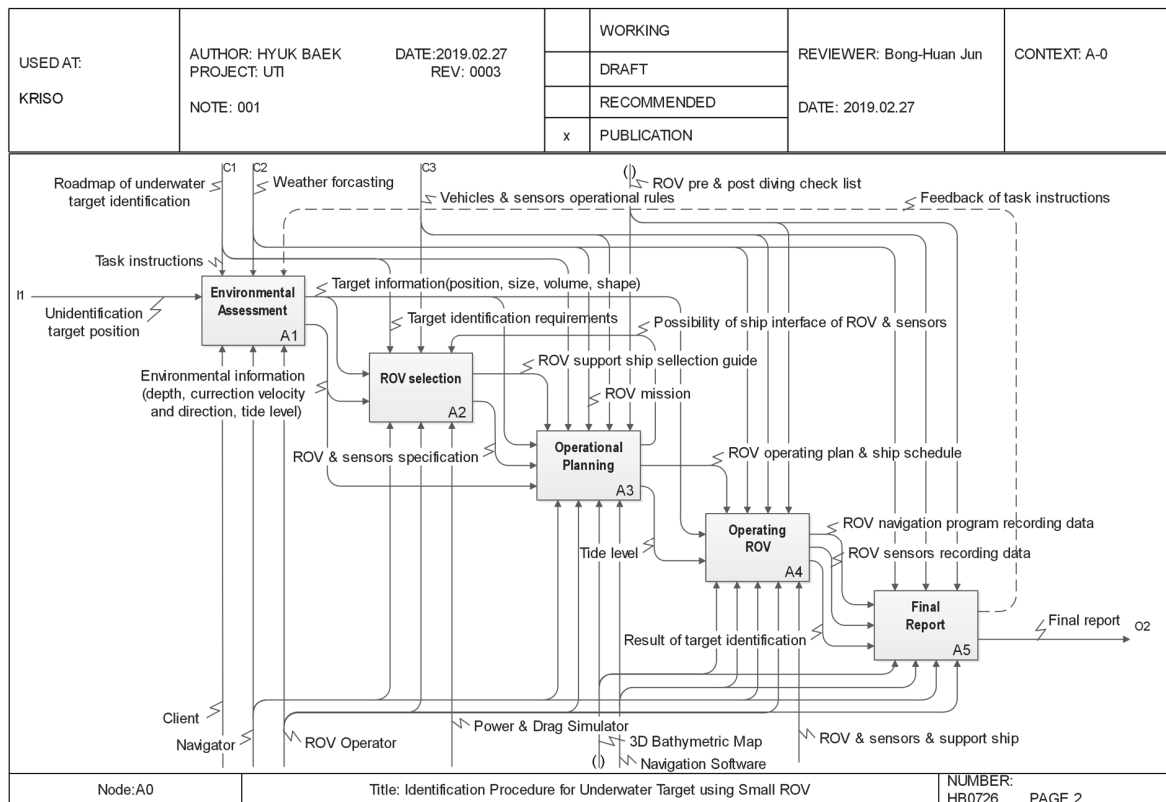
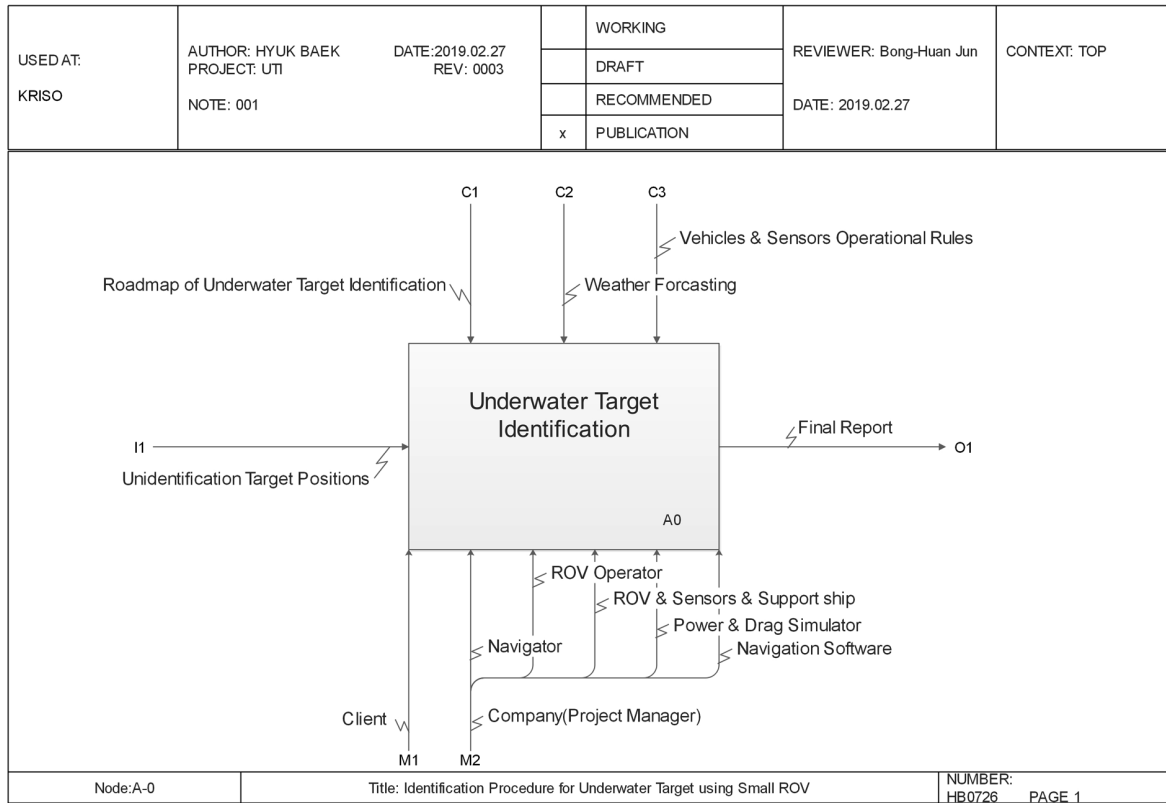


Fig. A1 Identification procedure for underwater target using small ROV

부록 B 다양한 소형 ROV 사양으로 분석한 추력과 항력 관계

Table B1 Specifications of ROVs evaluated

System and Parameter	ROVO-2	Large ROV A	Small ROV A	Small ROV B	Large ROV B	Small ROV C	Medium ROV A
Max. Operation Depth [m]	200	150	100	150	350	150	300
Length [m]	0.76	0.60	0.25	0.35	0.99	0.53	0.47
Width [m]	0.50	0.38	0.17	0.22	0.45	0.24	0.35
Height [m]	0.33	0.25	0.15	0.20	0.45	0.25	0.35
Weight in Air [kg]	19.95	17.69	1.81	3.62	31.75	10.88	18.14
Thrust	6	4	3	3	4	4	4
Lateral Thrust	Yes	Yes	No	No	Yes	Yes	No
Propulsion Force [kg]	9.97	11.33	0.90	2.26	10.43	4.08	5.44
Tether Diameter [m]	0.011	0.013	0.003	0.011	0.016	0.007	0.008
Rear Camera	No	No	No	Yes	No	No	No
Lateral Camera	No	No	No	No	Yes	No	No
Power Requirement [W]	2	3	1	1	3	1	3

○ 유속변화에 따른 추력과 테더의 항력비교

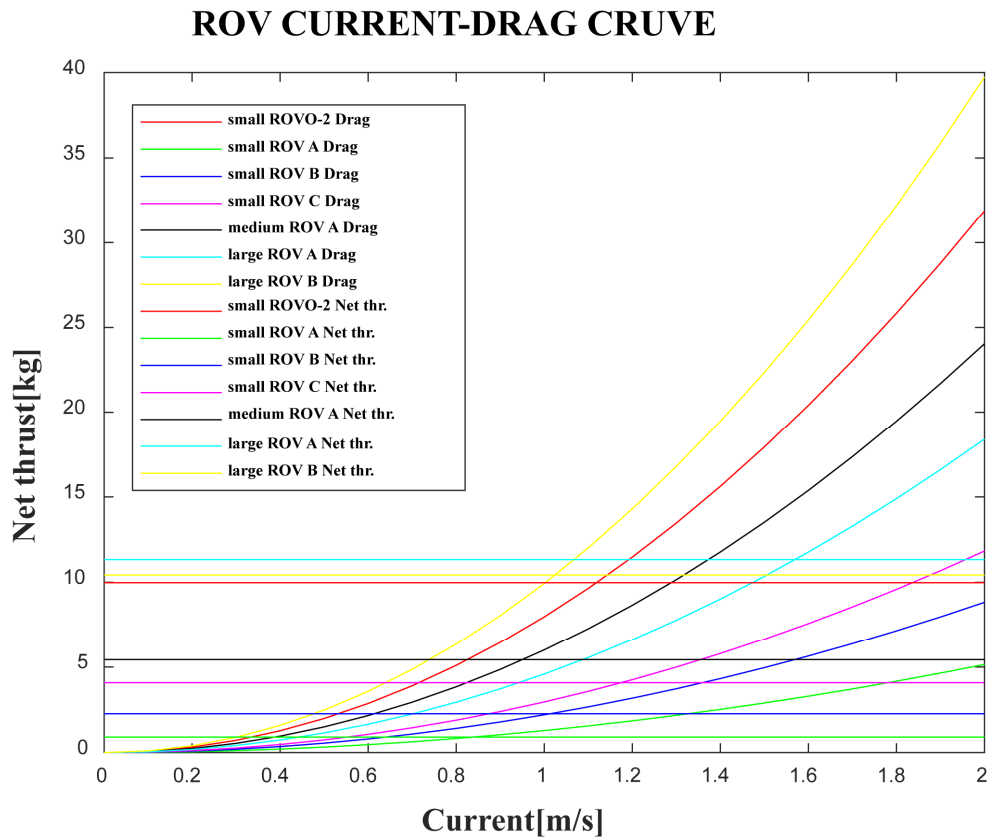


Fig. B1 Linear tether drag at varying speed with constant diameter

○ 유속 0.5m/s에서 2m/s까지 단계별 테더케이블 길이 변화에 따른 소요 추력의 변화. Net Thrust값이 0보다 작아지기 전 까지 ROV 운영가능.

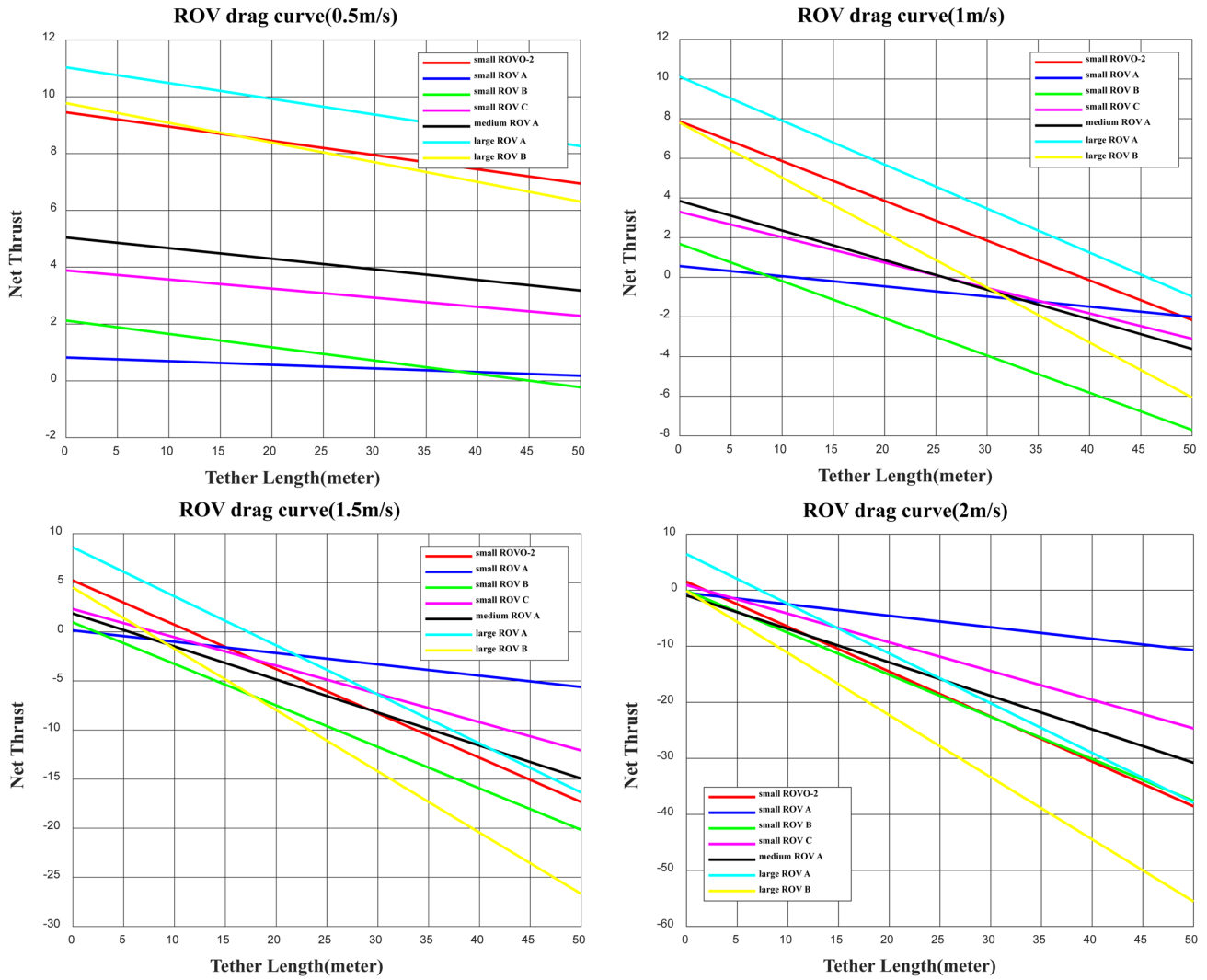


Fig. B2 Drag curves of systems tested at 0.5 m/s, 1 m/s, 1.5 m/s, 2 m/s

부록 C 해수 유동 흐름(유향·유속)과 조위 예측 값

○ 2018년도 8월 1일부터 8월 31일까지의 해수 유동 흐름(유향·유속)과 조위 예측 값을 나타냈다.

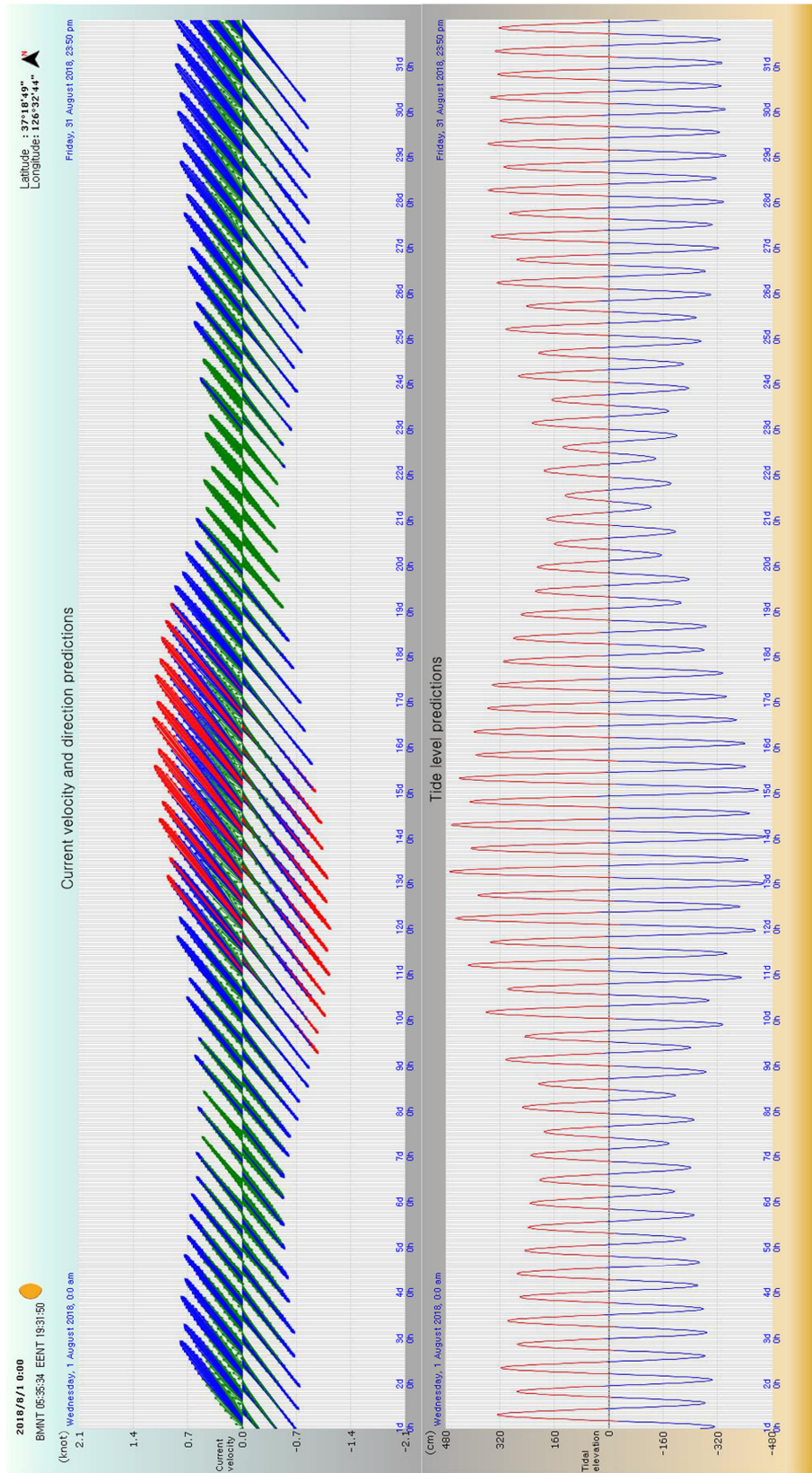


Fig. C1 Current velocity and direction predictions(upper), tide level prediction(lower) at No. 16 site

Development of ROV Trencher URI-T and its Sea Trial

Hyungjoo Kang^{ID*}, Mun-Jik Lee^{ID*}, Gun Rae Cho^{ID*},
Geonhui Ki^{ID*}, Min-Gyu Kim^{ID*} and Ji-Hong Li^{ID*}

*Marine Robotics R&D Division, Korea Institute of Robot and Convergence, Pohang, Korea

URI-T, 해저 케이블 매설용 ROV 트렌처 개발 및 실험 성능 검증

강형주^{ID*} · 이문직^{ID*} · 조건래^{ID*} · 기건희^{ID*} · 김민규^{ID*} · 이계홍^{ID*}

*한국로봇융합연구원 해양로봇연구본부

KEY WORDS: ROV(Remotely operated vehicle) trencher 원격무인잠수정 타입의 트렌처, Sea floor cable burying 해저케이블 매설, PLIB(Post lay inspection and burial), Hydraulic system 유압 시스템, Water jet system 워터젯 시스템

ABSTRACT: An ROV trencher is a type of heavy-duty work class ROV equipped with high-pressure water jet tools for cutting into the sea floor and burying cables. This kind of trencher is mostly used for PLIB operations. This paper introduces the development of this kind of ROV trencher, which has a 698 kW power system, with a 250 kW hydraulic system and two 224 kW water jet systems. The project was launched in January 2014. After four years of design, manufacturing, and system integration, we carried out two sea trials near the Yeongilman port (about 20-30 m in depth) in Pohang to evaluate the system performance in November 2017 and August 2018. Through tests, we found that most of specifications were satisfied, including a maximum bury depth of 3 m, maximum bury speed of 2 km/h, and maximum forward speed of 1.54 m/s.

1. 서 론

해양환경은 사람의 직접적인 접근이 제한되는 공간으로써, 다양한 분야에서 다양한 형태의 수중로봇을 활용한 작업이 이뤄지고 있다(Christ and Wernli, 2014). 그 중 한 분야인 해저 케이블 매설 분야는 육지와 도서 간의 전력 공급 및 통신 연결을 위해 해저에 케이블을 설치하는 작업을 포함한다. 해저에 설치된 케이블은 어선의 앵커와 같은 조업 도구, 트롤 어선의 전개판 등의 인위적 위험 요소와 지진, 태풍 등의 자연적 위험 요소로부터 항시적으로 노출되어 있다. 이러한 이유로 해저 케이블의 경제성 및 안전성을 위해서는 최적의 케이블 보호공법이 필수적으로 적용되어야 한다(Jones and Hirai, 2001; Yoo and Shin, 2010). 다양한 케이블 보호공법 중 케이블 매설 방법이 있다(Ahn et al., 2011). 이는 케이블을 포설과 동시에 매설하는 방법과 사전에 포설된 케이블을 매설하는 방법(Post lay inspection and burial, PLIB)으로 나뉘는데, 케이블 매설 위치, 해저 지형 등에 따라 선택적으로 사용된다(Mole et al., 1997).

다양한 수중건설로봇이 소수의 국외기업이 독과점하고 있는 상

황에서 국내 수중건설로봇 분야의 기술력 확보 및 경쟁력 향상을 위해 2013년 해양수산부는 해양 구조물 건설을 위한 수중건설로봇 개발과 성능 검증을 위한 인프라구축을 목표로 수중건설로봇사업단(Underwater Construction Robotics R&D Center, UCRC)을 발족했다(Jang, 2014). 이를 통해 해외기술 수입 대체효과 및 유사기술 수출을 통한 외화 수입 효과를 기대하고 있다. 해당 사업단은 3개의 R&D 프로젝트와 1개의 인프라 구축 프로젝트를 수행하고 있고, 본 논문에서 소개될 ROV 트렌처는 두 번째 R&D 프로젝트로써, PLIB 방법을 이용한 ROV(Remotely operated vehicle) 기반 수중 중 작업용 로봇이다(Li et al., 2014). 해당 로봇은 최대 2,500m 수심의 해저 환경에서 케이블 및 소구경 파이프라인의 매설 및 유지보수 작업을 수행하는 수중 중작업용 ROV 트렌처로써, URI-T (Underwater Robot. It's Trencher)라고 불린다(Fig. 1).

URI-T는 효율적인 작업과 최적의 케이블 매설을 위해 Table 1의 목표 성능이 요구되어지며, 이를 위해 250kw의 유압 시스템과 2×224kw의 워터젯 시스템이 설계되어있다. 2017년도에 전체 시스템 통합이 이뤄졌고, 당해년도 11월과 2018년도 8월에 영일

Received 13 February 2019, revised 31 May 2019, accepted 13 June 2019

Corresponding author Hyungjoo Kang: +82-54-279-0461, hjkang@kiro.re.kr ORCID: https://orcid.org/0000-0001-8838-3285

It is a recommended paper from the proceedings of 2018 autumn workshop of the Korea Marine Robot Technology (KMRTS) which is one of the divisions belong to the Korean Society of Ocean Engineers (KSOE).

© 2019, The Korean Society of Ocean Engineers

This is an open access article distributed under the terms of the creative commons attribution non-commercial license (http://creativecommons.org/licenses/by-nc/3.0) which permits unrestricted non-commercial use, distribution, and reproduction in any medium, provided the original work is properly cited.

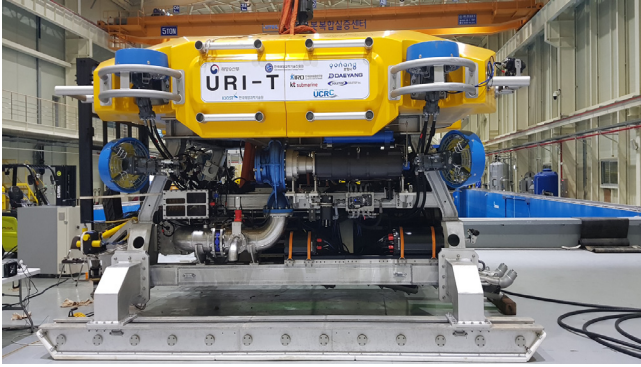


Fig. 1 URI-T, Underwater heavy-duty ROV trencher

Table 1 URI-T's target and verified specifications

Item	Target	Verification
Working depth	Max. 2,500 m	-
Burying depth	Max. 3 m	3 m
Burying speed	Max. 2 km/hr	2.36 km/hr
Forward Speed	Max. 1.54 m/s	1.7 m/s
Payload	≤500 kg	≤540 kg

만신항 남방과제 근처에서 두 번의 실험역시험을 수행하였다. 실험역 시험 및 추가적인 육상실험 결과 모두 목표사양을 만족함을 3장에서 확인할 수 있었다(Table 1).

본 논문에서는 개발된 URI-T의 전반적인 시스템에 대해 설명하고, 실험역 실험과 육상에서의 추가 실험을 통해 도출된 실험 결과를 기술함으로써, URI-T의 성능을 검증하고자 한다. 2장에서 URI-T 전체적인 시스템 개요에 대하여 설명하였고, 3장에서 두 번의 실험역 실험과 육상에서의 추가 실험 방법 및 결과를 등을 자세하게 소개하고, 끝으로 4장에서 결언 및 향후계획에 대하여 언급하면서 논문을 마무리 하고자 한다.

Table 2 URI-T's specifications

Item	Specification	
Size	6.6 (L) × 4.5 (W) × 3.5 (H) m	
Weight	About 21 t	
Hydraulic system	HPU	250 kW, RiSEA
	Thruster	10535 N, 835 RPM, RiSEA
Water jet system	Water-Pump	224 kw, 986 m ³ /hr
	IMU (inertial measurement unit)	HG1700AG37, Honeywell
Navigation	DVL (doppler velocity log)	WHN600K3, Teledyne
	Depth	Series8000, Paroscientific
	Multibeam sonar	M900-250, Blueview
	Cable detection system	TSS350&440 ¹⁾ , Teledyne
USBL (ultra-short baseline)	WMT, Sonardyne	

1) TSS는 Subsea pipe & Cable tracking system으로 운용방식에 따라 350과 440으로 나뉜다. 350은 Pulse induction 기술을 이용하여 자기장을 검출하는 방식이고, 440은 Tone pulse를 검출하는 방식이다. URI-T에는 350, 440을 Dualtrack으로 하여 탐지성능을 극대화하였다.

2. 시스템 개요

2.1 일반사항

URI-T의 상세 사양은 아래의 Table 2에 표시하였다.

ROV트렌처의 인터페이스 및 내부 네트워크는 EtherCAT을 이용해 구성되어 있다(Kang et al., 2016). URI-T는 크게 유압 시스템, 워터젯 시스템, 선상원격제어 시스템, 선상전원공급 시스템, 유압기반 케이블 작업공구, 매니플레이터 시스템으로 나뉘며, 이어지는 장에서 상세히 설명한다.

2.2 유압 시스템

URI-T는 250kW의 Hydraulic powered unit(HPU)을 이용하여 로봇의 모션 및 위치를 제어하고, 매설 및 유지보수 작업을 위한 장비를 구동시킨다.

Fig. 2의 유압 회로도에서 보여지듯이, HPU를 이용해 모든 유압 장비에 유량을 공급하고, 4대의 유압 밸브팩을 통해 유압 장비를 제어한다. 장비의 종류에 따라 추진기 및 작업용 밸브팩으로 나뉜다. 유압 장비로는 HPU를 포함하여, 추진기 8대(수평 추진기 4대, 수직 추진기 4대)(Li et al., 2014), 매니플레이터 2대(5축, 7축), 작업용(커터, 그리퍼), 유압실린더 6대(TSS 핸들러 2개, 젯팅암 4개)가 있다. 여기서, 매니플레이터와 작업용은 케이블의 유지보수를 위한 장비로써, 해저에서 매니플레이터를 이용해 작업용을 사용한다. 그리퍼를 이용해 파손된 케이블을 잡고 커터를 이용해 그립된 케이블을 자른다. TSS 핸들러는 케이블 탐지 시스템인 TSS440을 활용하기 위한 일종의 지그로써, 활용 유무에 따라 접거나 펼칠 수 있다.

2.3 워터젯 시스템

워터젯 시스템은 직접적으로 매설작업이 진행되는 부분으로 224kw 워터펌프 2대(좌현 1대, 우현 1대), 모션베이스, 젯팅암 2대(좌현 1대, 우현 1대)로 이루어진다(Fig. 3). 여기서, 워터펌프는 선상전원공급 시스템으로부터 전력을 공급받아 구동되며,

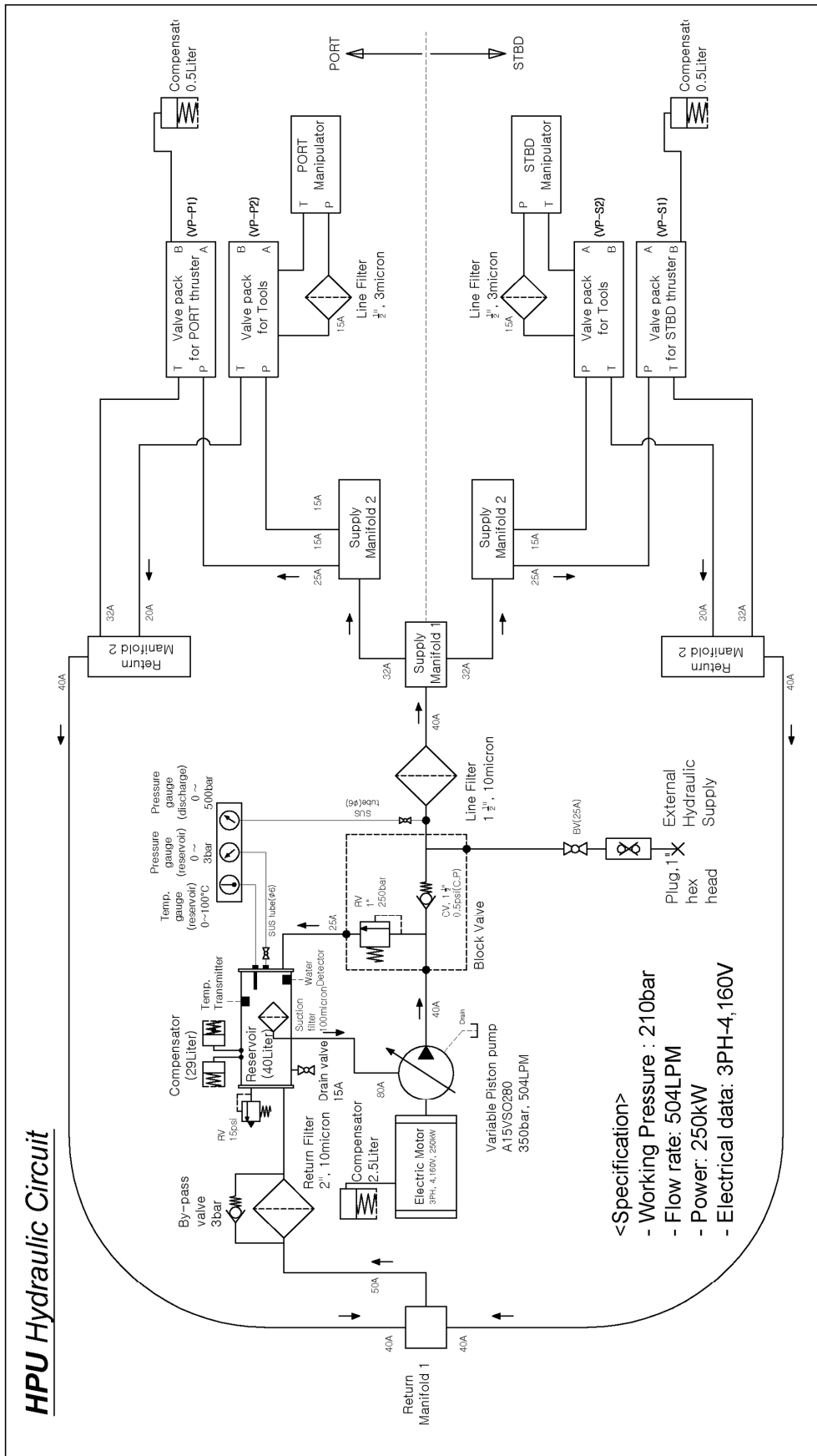


Fig. 2 HPU hydraulic supply circuit diagram

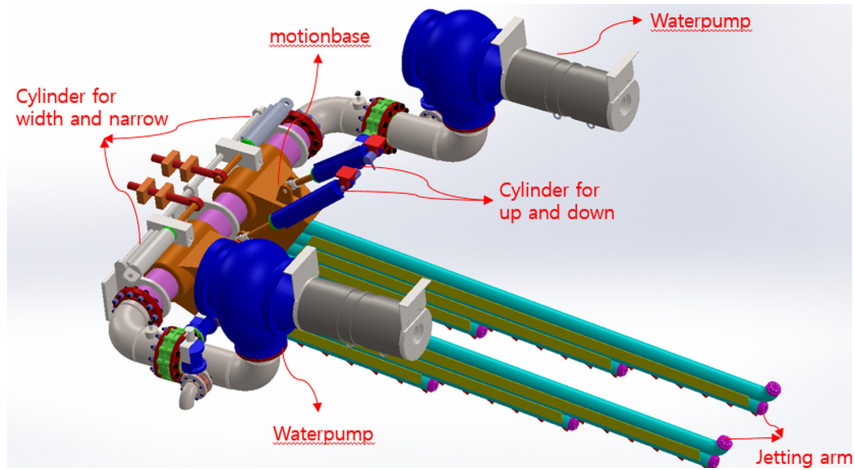


Fig. 3 3D blueprint for Water jet system

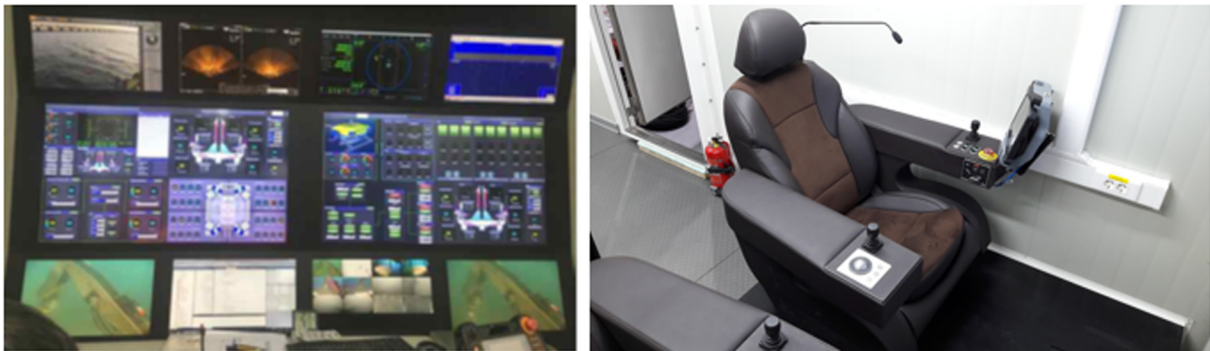


Fig. 4 Equipment in Surface remote control system (Left: Monitorwall, Right: console chair and touch screen for control)

선상원격제어 시스템에서 0~60hz로 유량을 조절한다. 모션베이스는 4개의 유압실린더(좌/우, 상/하 조절 실린더)로 구성되어 있으며, 각각은 2대의 젯팅암 위치를 조절할 때 사용된다. 젯팅암은 물이 분사되는 노즐이 있는 부분으로, 해저면으로 워터젯을 직접 분사한다. 각각 좌·우로 0.2m에서 0.7m까지 조절가능하고, 상·하로는 스킨드(URI-T에서 바닥에 닿는 부분)를 기준으로 해저면 아래로 최대 3.0m까지 펼칠 수 있다(Li et al., 2015; Na et al., 2015).

2.4 선상원격제어 시스템

선상원격제어 시스템은 특수제작된 선상제어용 컨테이너안에서 ROV 트랜처의 상태를 확인하고, 제어하는 등 매질 업무를 원활히 수행하기 위해 제작된 시스템이다. 뱅 내부는 전원 및 통신 분배반, 모니터월(Fig. 4의 좌측 사진), 2대의 콘솔체어 및 제어용 터치 스크린(Fig. 4의 우측 사진)으로 구성된다. 모니터월은 42인치 모니터 2대와 21.5인치 모니터 8대로 구성되어 있으며, ROV트랜처의 상태 관측에 사용된다. 콘솔체어에는 조이스틱, 조그 다이얼, 버튼이 부착되어 있으며, ROV 트랜처의 모션 및 위치를 조절하고, 전원 상태 변경에 사용된다. 제어용 터치 스크린은 ROV의 상세 상태 설정을 위한 터치 GUI(Graphical user interface)를 내장하고 있다.

2.5 선상전원공급 시스템

선상전원공급 시스템은 특수제작된 전원공급용 컨테이너 2대

로 구성되어 있다. 이는 모션으로부터 제공받는 전원을 ROV 트랜처의 내부 전원, HPU 전원, 2대의 워터펌프 전원에 안정적인 전력을 공급한다.

2.6 유압기반 케이블 작업공구

유압기반 케이블 작업공구로는 그리퍼와 커터가 있다. 그리퍼와 커터는 URI-T 전방에 있는 거치대에 보관되어 있는데, 케이블 유지보수 작업 시에 매니플레이터에 의해 사용된다. 그리퍼는 17~110mm의 케이블을 25톤의 힘으로 움켜잡을 수 있다. 커터는 최대 110mm의 케이블을 커팅할 수 있고, 이때의 최대 커팅 압력은 69mPa이다. 각각 Fig. 5-6에 이미지를 도시한다.



Fig. 5 Gripper



Fig. 6 Cutter

2.7 매니플레이터 시스템

매니플레이터 시스템은 수중에서 작업공구를 사용하기 위해 사용되며, 2대의 유압 매니플레이터(Fig. 7), 2대의 압력보상기, 운용 펌턴트로 구성된다. 매니플레이터는 10~21mPa의 압력에서 구동되어진다. 수중에서의 압력을 보상해주기 위해 압력보상기가 각각 설치되어져 있다. 선상원격제어 시스템 내부에서 운용하기 위해 별도의 운용 펌턴트가 있으며, 전용 소프트웨어를 이용해 운용된다.

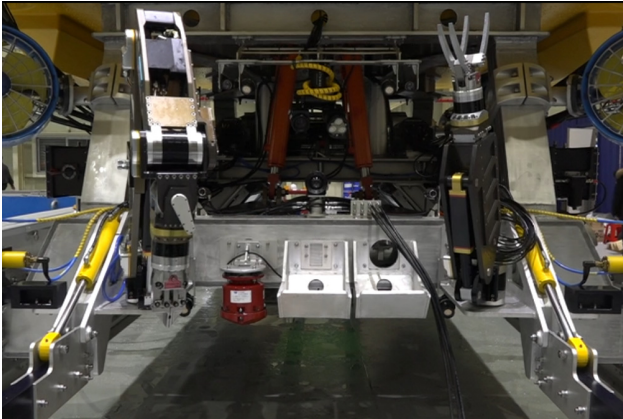


Fig. 7 Manipulators mounted URI-T (Left: 7 axis, Right: 5 axis)

3. 실패역 시험을 통한 성능검증

앞서 언급한 바와 같이 URI-T의 성능 검증을 위해 2번의 실패역 실험과 1번의 육상 실험을 진행하였다. 현장 실험의 경우, 날씨, 비용, 선박, 실험장소 등의 사항을 고려하여 진행하였다.



Fig. 8 Site for sea trial

Table 3 URI-T's time table for sea trial

Test	Schedule	Verified item
The first sea trial	2017.11.27-2017.12.09 (13 days)	Burying speed
Test for burying depth	2018.02.27 (1 day)	Burying depth
The second sea trial	2018.08.04-2018.08.11 (8 days)	Burying depth, Burying speed, Forward speed
Test for payload	2018.11.22 (1 day)	Payload

실패역 실험은 경상북도 포항시 영일만항의 남쪽 방파제 앞쪽에서 진행되었고 수심은 최대 20~30m정도이다. 육상 실험 역시 실패역 실험 장소 근처의 공터에서 진행되었다. 실험장소와 일정은 Fig. 8와 Table 3에 표시하였다. 상세한 실험 내용은 시행된 시간 순서에 따라 설명한다.

3.1 1차 실패역 시험

본 실험에서는 URI-T의 전반적인 시스템 성능을 점검하고 운용 성능을 검증하고자 하였다. 실험은 실제 ROV 트랜처의 운용 시나리오와 유사하며, 여러 제약사항으로 인해 일부 수정하여 진행하였다. Fig. 9과 Fig. 10에는 실험 시나리오의 개념도와 URI-T를 포함한 실험 장비들의 갑판 배치도를 도시하였다. URI-T는 바지선에서 운용되며, 250 톤급 크레인을 이용해 진·회수된다(실제 운용에서는 전용 진·회수 시스템^{*)} 및 업빌리컬 윈치^{*)}를 이용). 바지선은 예인선에 의해 이동되며, 2,100톤급 적재 용량과 길이 48m, 폭 20m의 크기를 가진다. 100kW, 1,000kW 급 발전기(Genset)를 이용하여 각각 선상원격제어 시스템과 선상전원공급 시스템으로 전원을 공급한다. 바지선의 여건상 윈치 시스템을 활용하기 어려워, 업빌리컬 케이블을 다루기 위한 케이블 핸들링 시스템^{*)}을 별도로 구성하였다. Fig. 9의 시나리오를 상세히 설명하자면, 예인선을 이용해 매설용 케이블을 해저면에 설치하고, 잠수사를 통해 포설 상태를 확인한다. 그리고 크레인을 이용해 URI-T를 진수시키고, URI-T의 위치에 따라 케이블 핸들링 시스템을 이용해 업빌리컬 케이블의 길이를 조절한다. URI-T가 해저면에 안착한 후, 케이블 탐지 시스템을 이용해 포설된 케이블의 위치를 확인하고, URI-T를 그 위로 이동시킨다. URI-T는 워터젯 시스템을 이용하여 케이블을 매설하고, 매설 지역을 따라가며 매설 상태를 확인한다. 요구되는 매설 심도가 나올때까지 매설 및 매설 상태 확인 작업을 반복한다. 매설이 완료되면 URI-T를 회수한다.

본격적인 매설 실험을 수행하기 전에, 기존 수조 실험에서 전력 및 공간적 제약으로 진행하지 못한 URI-T 개별 시스템에 대한 성능 점검을 진행하였다. 워터젯 시스템 성능 실험에서 워터 펌프가 최고 출력(60hz)으로 구동될 때, 전원 노이즈로 인해 모션베이스 제어보드(작업툴용 밸브팩)가 이상 동작함을 확인하였고, 제어보드에 노이즈 필터를 추가하여 해당 문제를 해결하였다. 그리고 워터젯이 분사될 때, 해저면의 부유물이 일어 카메라 시야확보가 어려워, 멀티브초나를 이용하여 전방 및 후방의 장애물, 매설 정도를 관측하고, USBL을 이용해 URI-T의 위치 및 이동 경로를 확인하였다. 유압 시스템 성능 실험에서 추진기를 구동할 때, 해저면 근처에 버려진 폐포프가 추진기 가드에 걸려 제대로 작동하지 않아, 추진기 가드를 교체하였다.

URI-T의 모든 시스템이 정상 동작함을 검증한 후, 운용 성능 검증을 위해 케이블 매설 시나리오에 따라 실험을 진행하였다.

- 1) 일반적으로 Launch and recovery system(LARS)으로 불리며, A-frame이라는 장비를 이용해 진·회수한다.
- 2) 업빌리컬 케이블은 ROV와 선상 시스템을 연결하는 케이블로써, ROV로 전원을 공급하고 통신을 연결한다. 케이블 손상을 방지하기 위한 아머가 설치되어 있다. 업빌리컬 윈치는 선상에서 케이블을 감고 풀어주며 케이블의 길이를 조절한다. 이를 통해 ROV를 진·회수한다.
- 3) 케이블을 당기고 풀기 위한 전자식 케이블 엔진과 케이블을 감아 보관하는 캐러셀로 구성되어 있다.

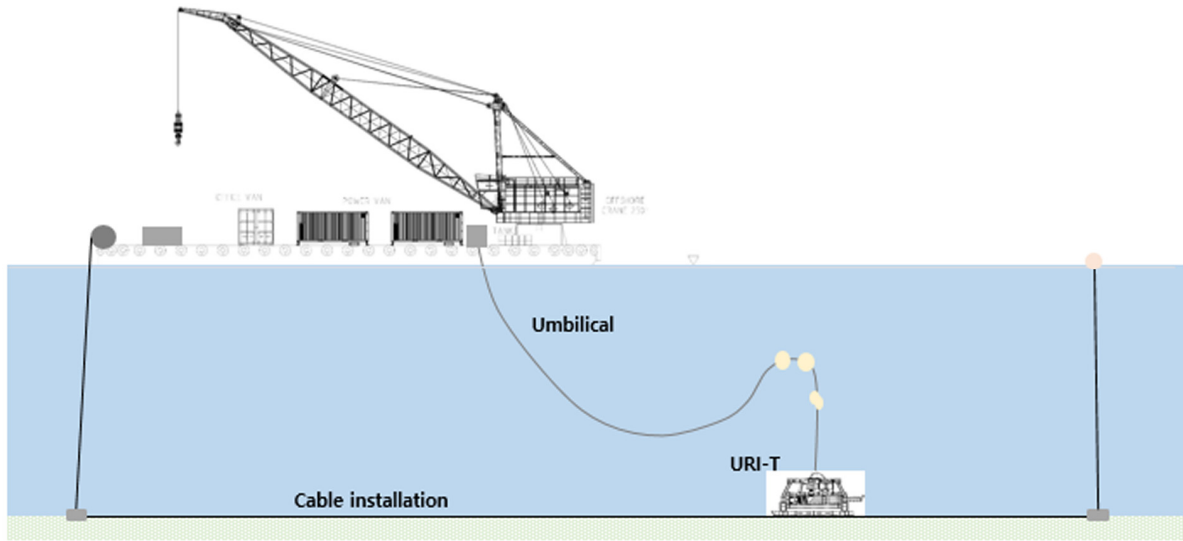


Fig. 9 URI-T's cable burying scenario concept map

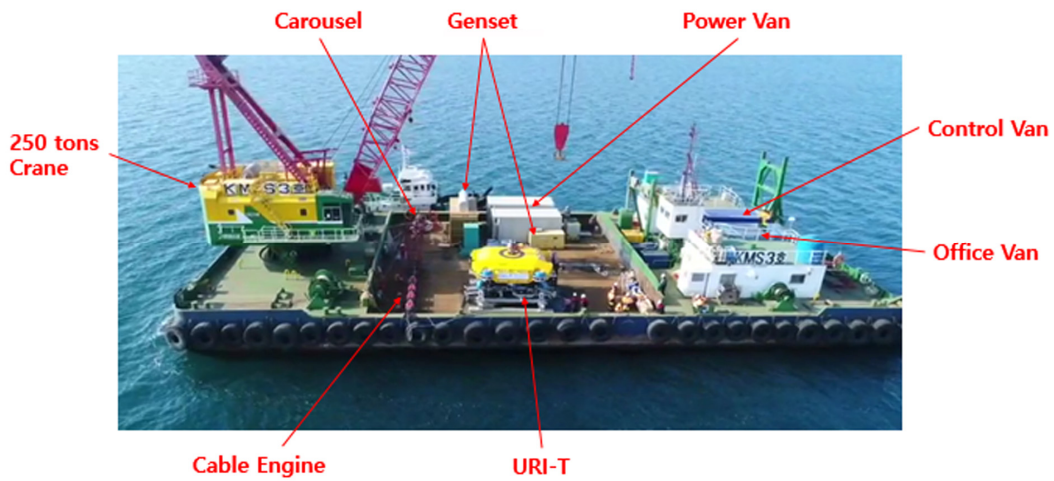


Fig. 10 Equipment arrangement plan for sea trial on the deck

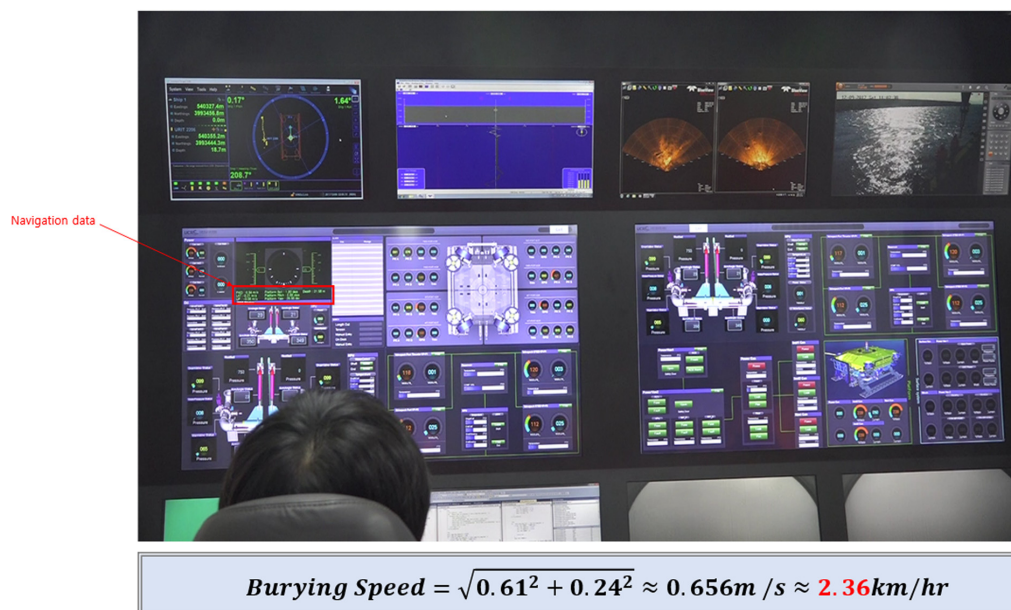


Fig. 11 Sea trial result: burying speed

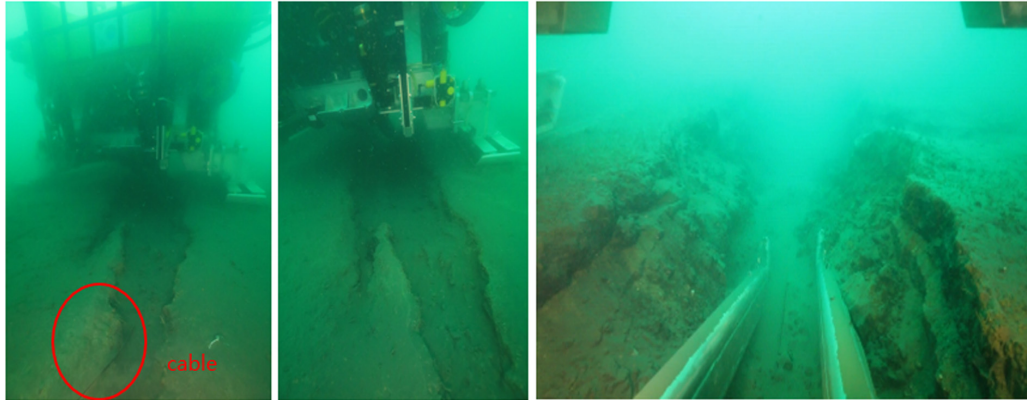


Fig. 12 The result of cable burying

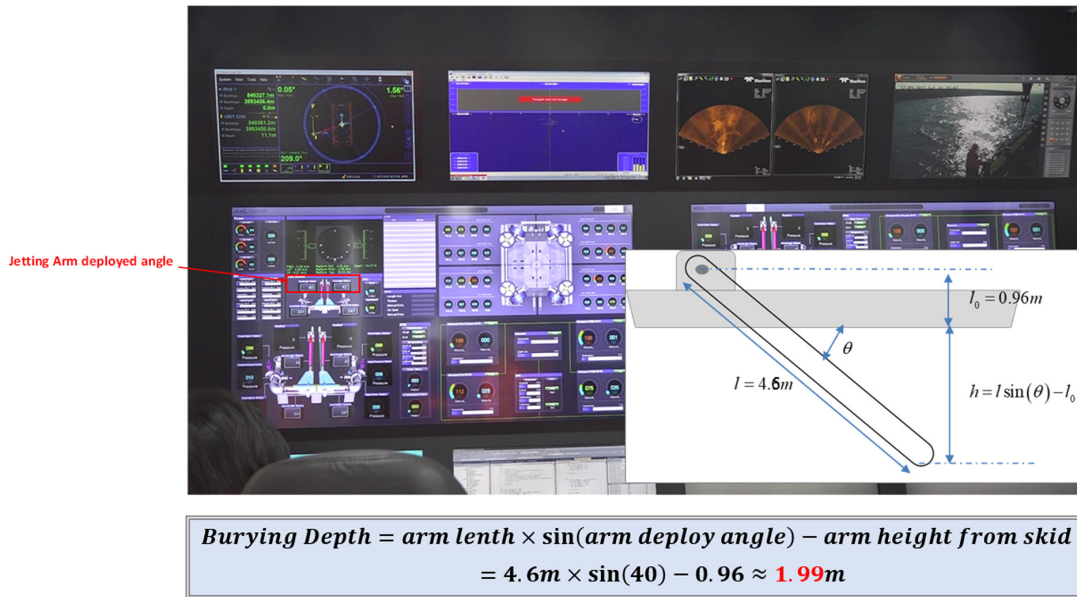


Fig. 13 Sea trial result: burying depth

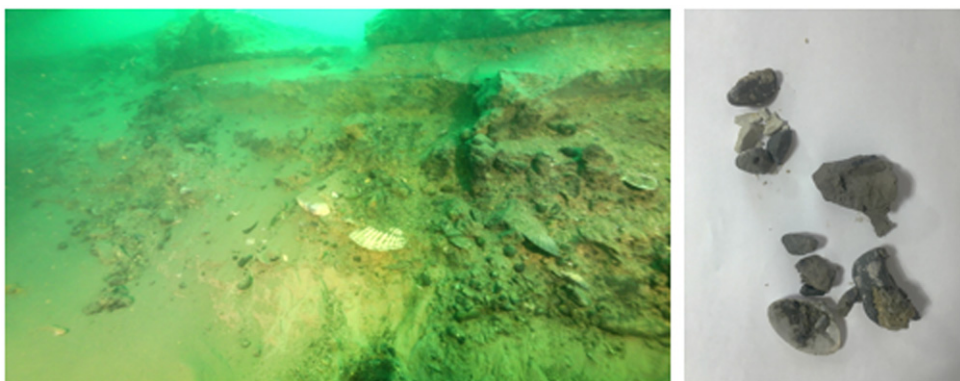


Fig. 14 The result of sea floor stratum survey

Fig. 11에서 매설 속도에 대한 실험 결과를 도시하였다. 실험 조건은 약 1m 매설 깊이를 유지하며 약 50m 거리를 전진하였고, 해당 구간에서의 최고 속도를 계산하였다. 최고 속도는 2.36km/hr로 2.0km/hr의 목표성능을 충족함을 확인하였다. 잠수사를 이용해 촬영된 실험 결과는 Fig. 12에 도시하였고, 케이블이 매설된 상태를 확인할 수 있다.

Fig. 13에서 매설 깊이에 대한 실험 결과를 도시하였다. 실험 조건은 특정 해저면 위에서 워터젯을 분사하며 젯팅암을 최대한 펼치고, 그 펼쳐진 각도와 젯팅암의 길이를 이용해 매설 깊이를 계산하였다. 계산된 최대 매설 깊이는 1.99m로 목표 성능 3.0m를 충족하지 못하였다. 잠수사를 통해 촬영한 실험 결과 영상을 통해 원인을 분석한 결과, Fig. 14와 같이 해저 지층이 뻗

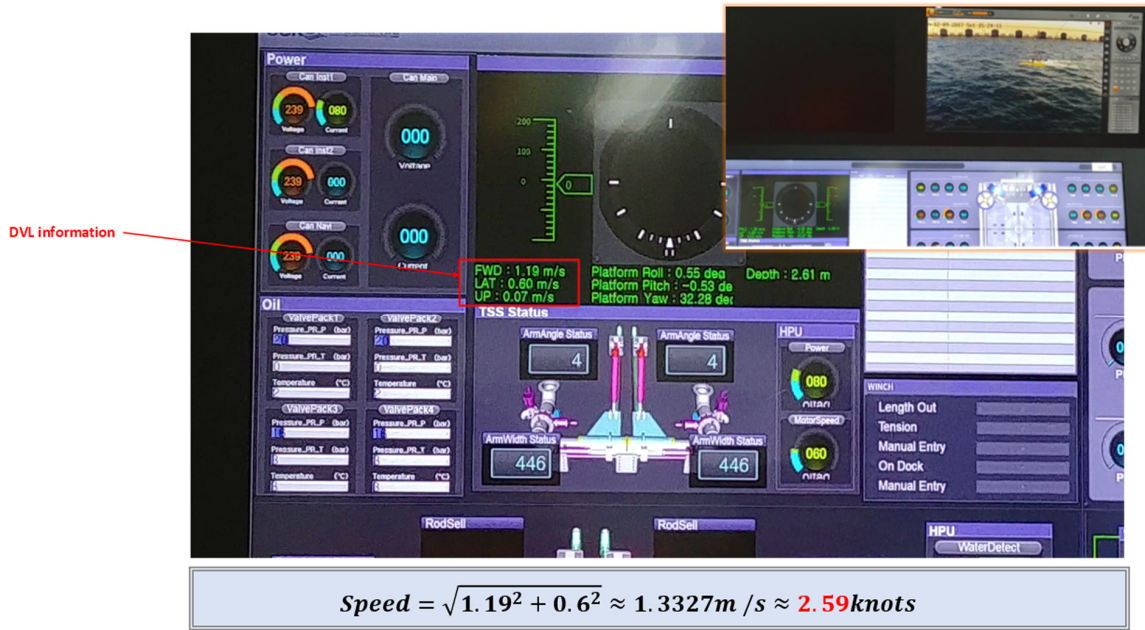


Fig. 15 Sea trial result: forward speed

과 자갈로 이뤄져 있어 충분한 매설 깊이가 나오지 않은것으로 판단하였다. 실제 URI-T는 뿔 및 자갈 지형보다 연약지반인 모래 지형에서 운용된다.

Fig. 15에서 전진 속도에 대한 실험 결과를 도시하였다. 실험 조건은 URI-T의 상단이 수면에 위치할 정도의 양성부력을 맞춰 수평 추진기를 최대 출력으로 구동시켰다. 약 30m 구간을 이동하였으며, DVL을 이용해 해당 구간에서의 최대 속도를 측정하였다. 측정된 최대 속도는 1.4m/s로 계획되었고, 목표성능을 만족하지 못하였다. 그 원인으로, URI-T의 진수를 위해 설치된 와이어와 부이가 수면에서 저항을 발생시킨것으로 판단하였다.

실험 내용을 요약하면, 제어보드 노이즈 처리 문제, 해저 쓰레기 문제, 시야확보 문제가 있었지만, 해당 문제를 적절히 해결하였고, 개발된 URI-T의 시스템 성능을 검증하였다. 목표 성

능 중에서 매설 속도 항목에 대해 검증하였고, 매설 깊이 및 전진 속도 항목은 여러 외부 여건에 의해 충족하지 못하였다. 해당 내용은 이후의 실험에서 검증하였다.

3.2 육상에서 최대 매설심도 실험

앞서 언급한바와 같이, 연안에서 모래 지층을 찾을 수 있을 보장이 없고, 어민들의 민원, 공유수면 임대 등 여러 행정적인 문제로 인해 육상에서 매설 심도 실험을 대체하기로 하였다.

Fig. 16 에 육상 매설 성능 실험의 개념도를 도시하였다. 워터 펌프에 충분한 양의 물을 공급하기 위해 URI-T 양쪽에 흙으로 언덕을 만들고, 그 위에 각각 50톤 가량의 수조를 설치하였다. 각 수조에는 워터 펌프가 동작을 할 때, 수조와 워터 펌프를 연결하는 배관에 높은 압력이 발생할 것을 고려하여 강관으로 연

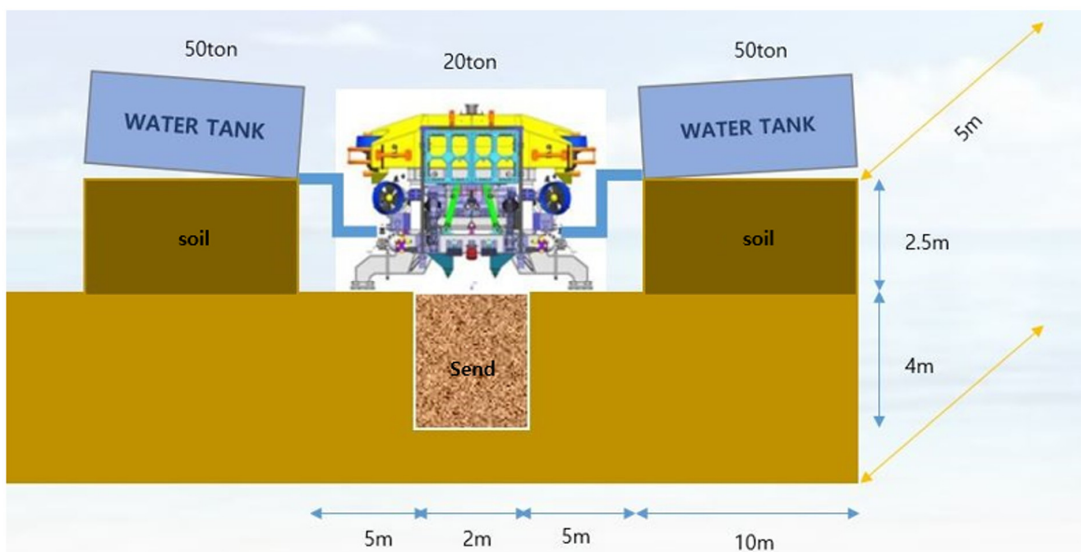


Fig. 16 concept map for burying depth performance test on the land



Fig. 17 Experimental field



Fig. 18 The result of burying depth performance test on the land



Fig. 19 Sea trial result: burying speed

결하였다. URI-T 아래에는 매설 심도, 젯팅암의 크기 및 형태를 고려하여 길이 5m, 폭 2m, 깊이 4m가량의 홈을 파내고 모래로 매웠다. 그리고 전력 수급의 문제로 각각의 워터 펌프는 50hz로

구동되어 졌다. Fig. 17에 실제로 구현된 실험 현장에 대한 이미지를 도시하였다.

실험에서 약 4분 가량 워터젯을 분사하며 젯팅암을 하강시켰

고, 그 결과는 Fig. 18에 도시하였다. 잭팅암의 각도는 약 60도로써, 매설 깊이로 환산하면 3.0m가 나왔다(이전 실험에 사용된 계산식을 동일하게 적용함). 이는 목표 성능 3.0m를 충족하는 결과이다.

요약하면, 여러 제약 조건으로 인해 육상에서 매설 깊이 성능을 검증하게 되었고, 펌프 출력 50hz의 조건(최고 출력 60hz)에서 약 4분 안에 3.0m 매설 가능함을 검증하였다.

3.3 2차 실험역 시험

해당 실험을 통해, 앞서 검증된 매설 속도 및 매설 깊이 성능을 재검증하고, 전진 속도 성능을 추가 검증했다. 실험 장소는 1

차 실험역 성능 실험지와 유사하며(방과제를 따라 남동쪽으로 약 400m 이동), 실험 준비 및 방법 역시 유사하게 진행했다. Fig. 19에 매설 속도에 대한 실험 결과를 도시하였다. 2.3km/hr로 목표 성능을 충족함을 재확인했다. Fig. 20에 매설 깊이에 대한 실험 결과를 도시하였다. 1차 실험역 성능 실험과 달리 연약한 해저 지층으로 조사되었고, Fig. 20에 보이는바와 같이, 매설 깊이가 3.01m로 목표 성능이 수중에서도 충족함을 확인했다. Fig. 21에 전진 속도에 대한 실험 결과를 도시하였다. 실험은 동일하게 진행되었고, 다만, URI-T를 크레인으로 진·회수 시키기 위한 고정부를 제거하여 직진시에 발생하는 외력을 최소화하였다. 약 30m 구간을 이동하며, DVL을 이용하여 속도를 측정하였

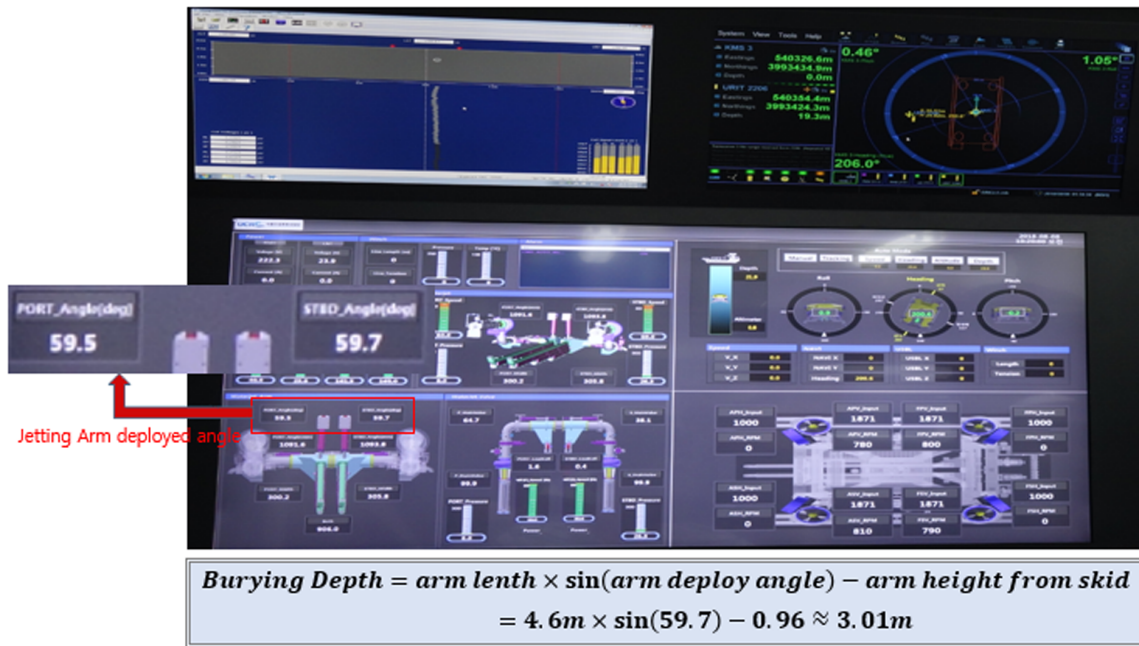


Fig. 20 Sea trial result: burying depth



Fig. 21 Sea trial result: forward speed

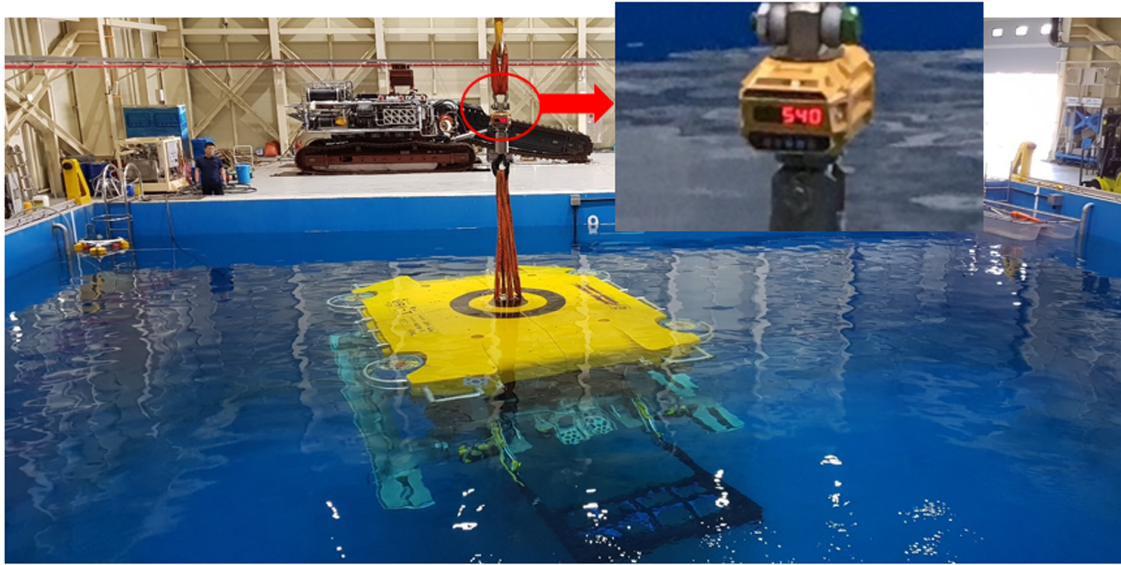


Fig. 22 URI-T's underwater weight in a state of repose (540 kg)

다. 측정 결과 최대 속도 1.7m/s가 나왔고, 목표 성능 1.54m/s를 충족함을 확인했다.

요약하면, 1차 실험과 유사한 장소에서 유사한 방법으로 실험을 진행하였다. 앞서 미진했던 성과 목표인 전진 속도는 실험 조건을 수정하여 진행하였고, 1.7m/s의 결과를 얻었다. 더불어, 기존의 성과 목표인 매설 깊이, 매설 속도를 각각 3.01m, 2.3km/hr의 결과를 얻음으로써, 모든 목표 성능이 만족됨을 검증했다.

3.4 수조에서 작업하중 실험

마지막 성과 목표인 작업 하중 실험은 수조환경에서 진행되었다. 실험방법은 URI-T의 수중 무게를 500kg 이상으로 하고, 수직 추진기 4대를 이용하여 상승운동을 한다. 이때 대용량 저울에 보여지는 무게를 통해 작업 하중 목표를 검증한다. Fig. 22에 도시된바와 같이 URI-T가 수중에서 정지상태로 있을 때의 무게는 540kg이다. Fig. 23에서 수직 추진기를 구동시켰을 때 URI-T의 무게는 -20kg이다. 해당 실험으로, 수직 추력을 이용하여 500kg이상의 작업 하중을 가짐을 검증하였다.

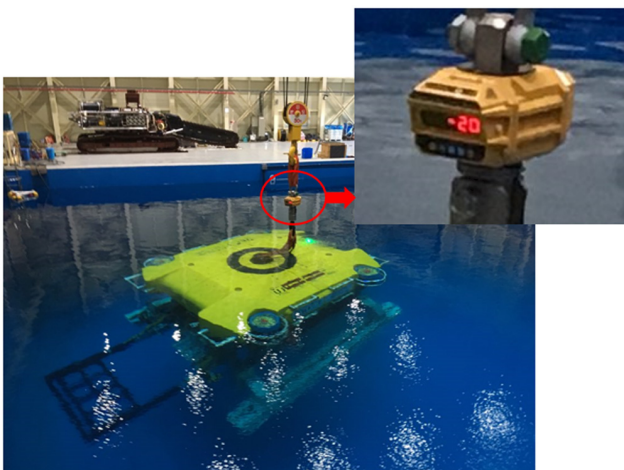


Fig. 23 URI-T's underwater weight in a state of driving (-20 kg)

4. 결론 및 향후계획

본 논문에서는 개발된 케이블 및 소구경 파이프라인의 매설 및 유지보수 작업을 수행하는 2,500m급 수중 중작업용 ROV 트랜처인 URI-T를 소개하고, 실험에서의 성능 검증 실험에 대해 기술하였다. 두 번의 실험역 성능 검증 실험(2017.11, 2018.08)과 한 번의 육상 성능 실험(2018.02)을 통하여 최대 매설 심도, 매설 속도, 전진 속도가 목표 성능을 만족함을 확인하였다. 추후에 500m 수심의 실험역에서 최종 성능검증 실험(2018.10)이 계획되어있으며, 2019년 3월에 수중건설로봇사업단 1단계 사업이 마무리되고, 2019년 4월부터 향후 4년간 시스템의 성능 향상 및 사용화를 목표로 2단계 사업이 계속될 전망이다.

후 기

본 논문은 해양수산부 재원으로 해양수산과학기술진흥원의 지원을 받아 수행된 연구임(해양개발용 수중건설로봇 사업단, PJT200539)

References

Ahn, S.H., Yu, J.S., Ryu, H.J., Hwang, S.B., Kim, C.W., Kim, D.S., 2011. Study on Submarine Cable Protection Methods for Grid Connection of Offshore Wind Farm. Proceedings of the Korean Society for Marine Environment & Energy 2011, 205-211.

Christ, R.D., Wernli, R.L., 2014. The ROV Manual: A User Guide for Remotely Operated Vehicles. 2nd edition, Elsevier.

Jang, I.-S., 2014. Reporting: Korea Institute Ocean Science & Technology Underwater Construction Robotics R&D Center. Magazine of the Korean Society of Steel Construction, 26(2), 84-85.

- Jones, M., Hirai, M., 2001. A Novel ROV Developed for the Future Requirements of Cable Installation and Maintenance. Proceedings of SubOptic 2001, Kyoto, Japan, T6.3.4.
- Kang, H.J., Lee, M.J., Kim, J.T., Kim, J.H., Jee, S.C., Hong, S.M., Kim, M.K., Li, J.H., 2016. Manufacture and Experiments of Experimental Ship-board Control System using EtherCAT Network for ROV Trencher. Proceedings of ICROS 2016, 153-154.
- Li, J.H., Kim, J.T., Lee, M.J., Jee, S.C., Kang, H.J., Kim, M.K., Kwak, H.W., Kim, S.B., Oh, T.W., 2015. Water Jetting Arm Optimal Design Consideration for a ROV Trencher. Proceedings of MTS/IEEE Oceans 2015, Genova, Italy. <https://doi.org/10.1109/OCEANS-Genova.2015.7271388>
- Li, J.H., Kim, J.T., Lee, M.J., Lee, W.S., Kang, H.J., Han, S.C., Lee, J.W., Kwak, H.W., 2014. Conceptual Design of Optimal Thrust System for Efficient Cable Burying of ROV Trencher. Proceedings of MTS/IEEE Oceans 2014, Canada. <https://doi.org/10.1109/OCEANS.2014.7003153>
- Mole, P., Featherstone, I., Winter, S., 1997. Cable Protection: Solutions through New Installation and Burial Approaches. Proceedings of SubOptic 1997, San Francisco, CA, 34-39.
- Na, K.W., Jo, H.J., Baek, D.I., Hwan, J.H., Han, S.H., Jang, M.S., Kim, J.H., 2015. Study on Performance Evaluation of Subsea Waterjet Trenching Machine Using Water Tank. Journal of Ocean Engineering and Technology, 29(6) 470-474. <https://doi.org/10.5574/KSOE.2015.29.6.470>
- Yoo, J.D., Shin, H.S., 2010. Analyses of the Submarine Cable Faults of EAC and Protection Ways. The Journal of the Korea Institute of Electronic Communication Sciences, 5(3), 227-232.

(사)한국해양공학회 특별회원

한국해양공학회의 특별회원은 다음과 같으며, 귀사의 찬조에 진심으로 감사드립니다(순서: 입회순).

한국선급 / 현대중공업(주) / 대우조선해양(주) /
한국해양과학기술원 부설 선박해양플랜트연구소 / 삼성중공업(주) /
(주)케이티서브마린 / 대양전기공업(주) / (주)대영엔지니어링 /
한국조선해양기자재연구원 / (주)동화뉴텍 / 미래인더스트리(주) /
한국조선해양플랜트협회 / (주)파나시아 / 한국가스공사 / 선보공업(주) /
(주)멀티스하이드로 / SK건설(주)



한국해양공학회의 특별회원 가입방법은 학회 홈페이지(www.ksoe.or.kr)의 입회안내를 참고하시고, 기타사항은 학회 사무국으로 연락주시기 바랍니다.

An Experimental Method for Analysis of the Dynamic Behavior of Buoys in Extreme Environment ← (영문제목)

Gil-Dong Hong*, Gil-Dong Kim** and Gil-Dong Lee** ← (영문이름)

*Ocean Development System Laboratory, KORDI, Daejeon, Korea ← (영문소속: 소속명/지역명/국가)
yundai Heavy Industry Co. Ltd., Ulsan, Korea

극한 환경하의 부표 운동성능 모형시험기법 개발 ← (한글제목)

홍길동* · 김길동** · 이길동** ← (한글이름)

*한국해양연구원 해양개발시스템연구본부 ← (한글소속)
**현대중공업(주) 구조설계부

KEY WORDS: Buoy motion 부표운동, Mooring tension 계류삭 장력, Extreme environment 극한환경, ← (영문 국문)

ABSTRACT: An experimental method to investigate the dynamic characteristics of buoys in extreme environmental condition is established. Because the buoy model requires a reasonable size for accurate experiment, the test condition in model basin that satisfies the similarity law is hardly compatible with capability of test facilities. …… (중략) …….

(본문은 1단 또는 2단으로 작성, 심사완료 후 2단으로 편집됨.)

1. 서론

해양에서 다양한 목적으로 사용되는 부표의 효과적인 운용을 위해서는 부표의 안정성 및 적절한 운동성능의 확보가 필수적이며, 이들 성능의 평가를 위해서는 운동특성 및 계류장력의 파악을 위한 수조모형시험이 요구된다. …… (중략) …….

2. 극한조건의 상사

2.1 파랑조건의 상사

파랑특성은 파고 및 파주기에 의해 정의되며, 모형 축척비를 λ ← (수식편집기사용) 라고 할 때, 파고의 축척비는 λ , 파주기의 축척비는 $\sqrt{\lambda}$ ← (수식편집기사용) 가 된다. 시험수조에서 생성 가능한 파랑의 크기는 한정되어 있으며, 전세계적으로도 대형수조에 속하는 KRISO 해양공학수조의 파랑생성 범위는 파주기 0.5~5.0sec, 최대파고 80cm 이다(Hong, 2001; Kim and Lim, 2002; Park et al., 2003; Mike, 2004; Jordan and Brewerton, 2005; Brown et al., 2006).

Received 00 March 2012, revised 00 April 2012, accepted 00 April 2012

Corresponding author Gil-Dong Hong: +82-111-222-3333, gdhong@kriso.re.kr

© 2013, The Korean Society of Ocean Engineers

It is noted that this paper is revised edition based on proceedings of KAOST 2010 in Jeju. ← (논문투고규정 또는 Guide for authors 참조: 학술지 이외에 학술대회 논문, 연구보고서, 학술기사 등 모든 기발표 원고도 투고가 가능하나 투고원고에 상기와 같이 출처를 반드시 밝혀야 함.)

2.2 바람조건외의 상사

부표의 상하동요, 종동요, 횡동요의 3자유도 운동은 부표의 체적에 비례하는 복원력에 의해 일어나며, 복원력이 상사되기 위한 풍력의 상사는 다음의 관계식으로 표현된다.

$$F_M = F_P / \Lambda^3 \quad \leftarrow (\text{수식편집기사용}) \quad (\text{번호표시}) \Rightarrow (1)$$

여기서 첨자 M \leftarrow (수식편집기사용) 과 P 는 모형과 실부표를 각각 나타낸다.

힘의 작용점을 상사시키고, 식 (1)에 따라 풍력을 상사시키면 상하동요, 종동요의 (중략)

3. 표준형 등부표 모형시험

수심과 파고에서 모형 상사조건과 수조시험 조건이 상이한 것은 해양공학수조의 물리적 환경과 조파능력의 한계에 기인한다. 수심의 경우에는 실험역 수심 20m에 상사하는 계류사의 중량을 수조시험 수심조건에 균일하게 분포시키고, 계류사의 강성을 스프링을 이용하여 상사시킴으로서(Jordan and Brewerton, 1982) 서로 다른 수심 조건의 차이를 극복하였다. (중략) 모형시험에 사용된 부표의 제원 및 특성은 Table 1과 같다.

Table 1 Computed wind and current forces on buoy models

Buoy	Wind		Current	
	Force [Kgf]	Center [m]	Force [Kgf]	Center [m]
LL-26(M)	5.714	0.588	5.508	0.536
LL-30	6.587	0.682	6.450	0.608
LS-35	3.796	0.395	4.131	0.159
LNBY-100	2.563	0.516	2.729	0.140

\leftarrow (Table은 영문으로 작성, 표기되는 기호는 수식으로 작성)

\leftarrow (Table은 설명내용과 분리하지 말고 원고 속에 설명내용에 이어서 삽입)

4. 모형시험 결과 및 해석

부표의 축대칭 특성에 기인하여 직선운동은 전후동요와 상하동요가 (중략) 크게 나타나는 것이 일반적이다. 주 운동인 전후동요, 상하동요, 종동요의 최대값(Maximum value)을 구하여 Fig. 1에 도시하였다. (중략)

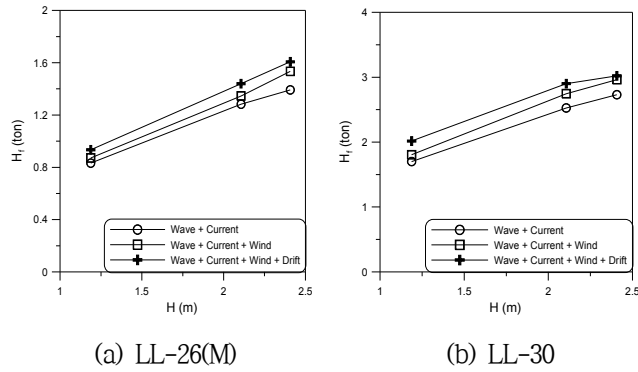


Fig. 1 Maximum height of tension forces acting on the mooring line at buoy

≡ (그림은 영문으로 작성)

≡ (Figure는 설명내용과 분리하지 말고 원고 속에 설명내용에 이어서 삽입)

5. 결 론

본 논문에서는 모형시험에서 부표의 동력학적 거동과 함께 계류삭의 장력을 조사하였으며, 모형시험 결과를 확장하여 극한 ……중략…… 이로부터 다음의 결론을 얻을 수 있다.

- (1) 조류력, 풍력 및 파랑표류력 성분에 대한 상사성을 만족하고, 이상으로 …… (중략) …… 추정할 수 있다.
- (2) LNBV-100을 제외하고는 설계와 시험 파랑조건의 차이가 커서 부표의 동력학적 거동을 추정하기 위한 외삽 시 대체로 과대 평가하는 경향이 있다.

후 기

본 연구는 해양수산부와 현대중공업(주)의 지원으로 수행된 연구결과 중 일부임을 밝히며, 연구비 지원에 감사드립니다.

참 고 문 헌

All references should be listed at the end of the manuscripts, arranged in English Alphabet order. The exemplary form of listed references is as follows :

- 1) Single author : (Kim, 1998)
- 2) Two authors: (Kim and Lee, 2000)
- 3) Three or more authors: (Kim et al., 1997)
- 4) Two or more paper: (Lee, 1995; Ryu et al., 1998)

References, including those pending publications in well-known journals or pertaining to private communications, not readily available to referees and readers will not be acceptable if the understanding of any part of any part of the submitted paper is dependent upon them. Single or two authors can be referred in the text; three or more authors should be shortened to the last name of the first author, like smith et al.

- ① Write the reference in order of English alphabet 「a,b,c...」 (작성순서는 영어 알파벳 순)
- ② Do not drop all of authors involved. (관련저자(총 저자명)는 빠뜨리지 말고 모두 기입)
- ③ Refer to below examples (아래의 예제를 참조)
- ④ Journal names should not be abbreviated.

(example for proceedings) ⇒

Aoki, S., Liu, H., Sawaragi, T., 1994. Wave Transformation and Wave Forces on Submerged Vertical Membrane. Proceedings of International Symposium Waves - Physical and Numerical Modeling, Vancouver Canada, 1287-1296.

(example for journals) ⇒

Cho, I.H., Kim, M.H., 1998. Interactions of a Horizontal Flexible Membrane with Oblique Waves. Journal of Fluid Mechanics, 356(4), 139-161.

(example for books) ⇒

Schlichting, H., 1968. Boundary Layer Theory. 6th Edition, McGraw-Hill, New York.

(example for websites) ⇒

International Association of Classification Societies (IACS), 2010a. Common Structural Rules for Bulk Carriers. [Online] (Updated July 2010) Available at: <<http://www.iacs-data.org.uk/>> [Accessed August 2010]. ⇐ web document

Anglia Ruskin University, 2001. Anglia Ruskin University Library. [Online] Available at: <<http://libweb.anglia.ac.uk/referencing/harvard.htm>> [Accessed 12 Dec. 2012]. ⇐ website

참고문헌은 일반인이 접근할 수 있는 문헌이어야 함(예를 들어 사기업보고서는 외부인의 열람이 불가능하므로 참고문헌이 될 수 없음).

<주>

1. 모든 원고는 한글(Ver. 2005이상)과 MS Word(Ver. 2003이상)로 작성
2. 원고의 언어는 국문과 영문으로 한정 (기타 언어는 사용불가)
3. 국문 및 영문 원고양식 동일

General Information for Authors

Requirement for Membership

One of the authors who submits a paper or papers should be member of KSOE, except a case that editorial board provides special admission of submission.

Publication type

Manuscript is made up of scholarly monographs, technical reports and data. The paper should have not been submitted to other academic journal. Conference papers, research reports, dissertations and review articles can be submitted to JOET. When part or whole of a paper was already published to conference papers, research reports, dissertations, and review articles, then corresponding author should note it clearly in the manuscript. After published to JOET, the copyright of manuscript belongs to KSOE. (example) It is noted that this paper is revised edition based on proceedings of KAOST 2010 in Jeju.

Manuscript submission

Manuscript should be submitted through the on-line manuscript website (<http://www.joet.org>). The date that corresponding author submits a paper through on-line website is official date of submission. Other correspondences can be sent by an email to the Editor in Chief. The manuscript must be accompanied by a signed statement that it has been neither published nor currently submitted for publication elsewhere. The manuscript should be written in English or Korean and a minimum standard of the proficiency in the English or Korean language should be met before submission to the editorial office.

Ensure that online submission or submission by e-mail text files are in a standard word processing format (Hangul or MS Word are preferred). Ensure that graphics are high-resolution. Be sure all necessary files have been uploaded/attached.

Submission checklist

See 'Authors' checklist' for details.

Research and Publication Ethics

Authorship of the paper

Authorship should be limited to those who have made a significant contribution to the conception, design, execution, or interpretation of the reported study. All those who have made significant contributions should be listed as co-authors. Where there are others who have participated in certain substantive aspects of the research project, they should be acknowledged or listed as contributors.

The corresponding author should ensure that all appropriate co-authors and no inappropriate co-authors are included on the paper, and that all co-authors have seen and approved the final version of the paper and have agreed to its submission for publication.

Hazards and human or animal subjects

If the work involves chemicals, procedures or equipment that have any

unusual hazards inherent in their use, the author must clearly identify these in the manuscript. If the work involves the use of animal or human subjects, the author should ensure that the manuscript contains a statement that all procedures were performed in compliance with relevant laws and institutional guidelines and that the appropriate institutional committee(s) has approved them. Authors should include a statement in the manuscript that informed consent was obtained for experimentation with human subjects. The privacy rights of human subjects must always be observed.

Fundamental errors in published works

When an author discovers a significant error or inaccuracy in his/her own published work, it is the author's obligation to promptly notify the journal editor or publisher and cooperate with the editor to retract or correct the paper. If the editor or the publisher learns from a third party that a published work contains a significant error, it is the obligation of the author to promptly retract or correct the paper or provide evidence to the editor of the correctness of the original paper.

Article structure

Manuscript must consist of as follow : (1)Title, (2)Author's name, (3)Key word, (4)Abstract, (5)Nomenclature description, (6)Introduction, (7)Body (analysis, test, results and discussion, (8)Conclusion, (9)Acknowledgements, (10)Reference, (11)Appendix, etc.

Abstract

A concise and factual abstract is required. The abstract should state briefly the purpose of the research, the principal results and major conclusions. An abstract should be written in around 300 words and is often presented separately from the article, so it must be able to stand alone. For this reason, References should be avoided, but if essential, then cite the author(s) and year(s). Also, non-standard or uncommon abbreviations should be avoided, but if essential they must be defined at their first mention in the abstract itself.

Keywords

Immediately after the abstract, provide a maximum of 5 or 6 keywords.

Unit

Use the international system units(SI). If other units are mentioned, please give their equivalent in SI.

Equations

All mathematical equations should be clearly printed/typed using well accepted explanation. Superscripts and subscripts should be typed clearly above or below the base line. Equation numbers should be given in Arabic numerals enclosed in parentheses on the right-hand margin. They should be cited in the text as, for example, Eq. (1), or Eqs. (1)-(3).

Tables

Tables should be numbered consecutively with Arabic numerals. Each table should be typed on a separate sheet of paper and be fully titled. All tables should be referred to in the text.

Figures

All the illustrations should be of high quality meeting with the publishing requirement with legible symbols and legends. In preparing the illustrations, authors should consider a size reduction during the printing process to have acceptable line clarity and character sizes. All figures should have captions which should be supplied on a separate sheet. They should be referred to in the text as, for example, Fig. 1, or Figs. 1-3.

Reference

All references should be listed at the end of the manuscripts, arranged in order. The exemplary form of listed references is as follows :

- 1) Single author : (Kim, 1998)
- 2)Two authors: (Kim and Lee, 2000)
- 3) Three or more authors: (Kim et al., 1997)
- 4) Two or more paper: (Lee, 1995; Ryu et al., 1998)

References, including those pending publications in well-known journals or pertaining to private communications, not readily available to referees and readers will not be acceptable if the understanding of any part of any part of the submitted paper is dependent upon them. Single or two authors can be referred in the text; three or more authors should be shortened to the last name of the first author, like smith et al.

Examples:

Reference to a journal publication:

Cho, I.H. and Kim, M.H., 1998. Interactions of a Horizontal Flexible Membrane with Oblique Waves. *Journal of Fluid Mechanics*, 356(4), 139-161.

Van der Geer, J., Hanraads, J.A.J., and Lupton, R.A., 2010. The Art of Writing a Scientific Article. *Journal of Science Communication*. 163, 51-59.

Reference to a book:

Strunk, W. and White, E.B., 2000. *The Elements of Style*, 4th Edition, Longman, New York.

Schlichting, H., 1968. *Boundary Layer Theory*. 6th Edition, McGraw-Hill, New York.

Reference to a proceeding:

Aoki, S., Liu, H. and Sawaragi, T., 1994. Wave Transformation and Wave Forces on Submerged Vertical Membrane. *Proceedings of International Symposium Waves - Physical and Numerical Modeling*, Vancouver Canada, 1287-1296.

Reference to a website:

International Association of Classification Societies (IACS), 2010a. Common Structural Rules for Bulk Carriers. [Online] (Updated July 2010) Available at: <http://www.iacs-data.org.uk/> [Accessed August 2010].

Journal abbreviations

Journal names should not be abbreviated.

Revised manuscripts

Manuscripts reviewed that require revision should be revised and uploaded with a response to the reviewer's comment at JOET editorial manger within two months. Otherwise, the manuscript will be considered as a new manuscript when and if it is resubmitted.

Proofs and reprints

Galley proofs will be provided as a PDF file to the author with reprint order and copyright transfer form. The author should return the corrected galley proofs within a week with the signed reprint order and copyright transfer form. Attention of the authors is directed to the instructions which accompany the proof, especially the requirement that all corrections, revisions, and additions be entered on the proofs and not on the manuscripts. Proofs should be carefully checked and returned to the JOET editorial office by e-mail if the changes are minimal. If the changes are extensive, proofs should be returned by fax only. Substantial changes in an article at this stage may be made at the author's expense. The reprint request form must be returned with the proof. Reprints should be made at the author's expense.

Peer review

Every manuscript received is circulated to three peer reviewers. The author's name and affiliation is disclosed during review process to reviewers. The review process can be repeated till three times if the request of revision is suggested by reviewers. If the re-review is repeated more than three times, it may not be considered for publication. If two reviewers do not agree to accept the journal, it may not be also considered for publication. Usually the first review process ends within one month. Statistical Review: If there are any complicated statistical analyses in the manuscript, it may be reviewed by statistical editor.

Manuscript Editing: The finally accepted manuscript will be reviewed by manuscript editor for the consistency of the format and the completeness of references. The manuscript may be revised according to the opinion of the manuscript editor.

Page charge

The charge per a paper for the publication is 150,000KRW (Express review service : 300,000KRW) up to 6 pages. Extra rate, 30,000KRW per page, will be charged for more than 6 pages. Page charge include forty copies of offprints. Offprints in color pages or extra copies of offprints will require actual expenses. The charge per a paper for the paper review is 40,000KRW. Rate for the express review service is 240,000KRW.

Editing checklist

See 'Authors' checklist' for details.

Transfer of copyright

Transfer of copyright can be found in submission homepage (<http://www.joet.org>).

Authors' Checklist

The following list will be useful during the final checking of an article prior to sending it to the journal for review. Please submit this checklist to the KSOE when you submit your article.

< Editing checklist >

- I checked my manuscript has been 'spell-checked' and 'grammar-checked'.
나의 원고에 오타 및 문법적 오류가 있는지 확인하였습니다.

One author has been designated as the corresponding author with contact details such as

- E-mail address
 - Phone numbers
- 최소한 한명의 저자는 교신저자로 지정되었으며, 다음의 연락처가 표기되었습니다.
- 이메일 주소
 - 전화 번호

I checked abstract 1) stated briefly the purpose of the research, the principal results and major conclusions, 2) was written in around 300 words, and 3) did not contain references (but if essential, then cite the author(s) and year(s)).

- 나는 초록이 1) 간결하게 연구의 목적, 주요 결과 및 결론을 포함하고 있음을 확인하였으며, 2) 300단어 내외의 단어로 구성되었음을 확인하였으며, 3) 참고문헌을 포함하고 있지 않음을 확인하였습니다 (꼭 필요시 참고문헌 삽입 가능).

- I provided 5 or 6 keywords.
나는 5-6개의 키워드를 사용하였습니다.

I checked manuscript consisted of as follow: 1) Title, 2) Author's name, 3) Key word, 4) Abstract, 5) Nomenclature description, 6) Introduction, 7) Body (analysis, test, results and discussion), 8) Conclusion, 9) Acknowledgements,

- 10) Reference, 11) Appendix, etc.
나는 원고가 다음의 순서로 구성되었음을 확인하였습니다: 1) 제목, 2) 저자명, 3) 키워드, 4) 초록, 5) 기호, 6) 서론, 7) 본문 (해석, 실험, 결과, 검토), 8) 결론, 9) 후기(사사), 10) 참고문헌, 11) 부록, 등.

I checked color figures were clearly marked as being intended for color reproduction on the Web and in print, or to be reproduced in color on the Web and in black-and-white in print.

- 나는 모든 컬러 그림이 컬러 웹이 또는 컬러(또는 흑백) 인쇄물에 잘 나타날 수 있도록 선명한 그림을 사용하였음을 확인하였습니다.

- I checked all table and figure captions were written in English.
나는 원고의 모든 표 제목과 그림 제목은 영문으로 작성되었음을 확인하였습니다.

- I checked all table and figure numbered consecutively in accordance with their appearance in the text.
나는 본문에서 나타나는 순서대로 표 번호 및 그림 번호가 지정되었음을 확인하였습니다.

I checked abbreviations were defined at their first mention there and used with consistency throughout the article.

- 나는 영문 약자를 원고의 첫 번째 사용에서 정의하였으며, 이후 원고에서는 동일한 약자를 사용하였음을 확인하였습니다.

- I checked that references were in the correct format for the journal (See 'Guide for Authors' for details).
나는 모든 참고문헌이 본 저널의 참고문헌 표기법(저자 가이드 참조)에 따라서 작성되었음을 확인하였습니다.

I checked all references mentioned in the Reference list were cited in the text, and vice versa.

- 나는 'References'에 존재하는 모든 참고문헌은 원고 본문에서 언급되었으며, 반대로 원고 본문에 언급된 모든 참고문헌은 'References'에 표기되었음을 확인하였습니다.

- I checked I used the international system units (SI) or SI-equivalent engineering units.
나는 SI 단위계 또는 공학적으로 인정되어지는 단위계를 사용하였음을 확인하였습니다.

< **Submission checklist** >

- I checked the work described has not been published previously (except in the form of an abstract or as part of a published lecture or academic thesis).
나는 본 원고의 내용이 초록, 단행본, 학위논문 등을 제외한 타 저널 등에 게재된 사실이 없음을 확인하였습니다.

- I checked when the work described has been published previously in other proceedings without copyright, it has clearly noted in the text.
나는 본 원고의 내용이 판권이 없는 프로시딩에 게재되었던 경우 이를 원고에서 명시하였음을 확인하였습니다.

- I checked permission has been obtained for use of copyrighted material from other sources (including the Web)
나는 웹을 포함하여 판권이 있는 자료의 사용 허가를 득했습니다.

- I have processed Plagiarism Prevention Check through reliable web sites such as www.kci.go.kr, <http://www.ithenticate.com/>, or <https://www.copykiller.org/> for my submission.
나는 논문 표절 유사도 검사를 마친 후 투고하였습니다.

- I agree that final decision for my final manuscript can be changed according to results of Plagiarism Prevention Check by JOET administrator.
나의 최종본 논문에 대한 JOET 자체적인 논문 표절 유사도 검토 결과에 따라 최종 판정이 변경될 수 있다는 사실에 동의합니다.

- I checked minimum one author is member of the Korean Society of Ocean Engineers.
나는 저자 중 1인 이상이 한국해양공학회 회원임을 확인하였습니다.

- I agreed all policies related to 'Ethical Code of Research' and 'Research and Publication Ethics' of the Korean Society of Ocean Engineers.
나는 연구출판정책과 연구윤리규정을 확인했으며, 준수할 것을 서약합니다.

- I agreed to transfer copyright to the publisher as part of a journal publishing agreement and this article will not be published elsewhere including electronically in the same form, in English or in any other language, without the written consent of the copyright-holder.
나는 한국해양공학회지의 저작권 정책에 동의하며, 저작권 위임동의서를 제출하겠습니다.

- I made a payment for reviewing of the manuscript, and I will make a payment for publication on acceptance of the article.
나는 심사료를 납부하였으며, 논문 게재 확정 후 게재료를 납부하겠습니다.

- I have read and agree to the terms of Author's Checklist.
나는 저자 체크리스트 모든 조항을 검토하였으며, 모든 조항에 동의합니다.

Title of article :

Date of submission : DD/MM/YYYY

Corresponding author : signature

Email address :

※ Print and sign completed form. Fax(+82 51 759 0657) or E-mail scanned file to ksoehj@ksoe.or.kr

Research and Publication Ethics

Authorship of the paper

Authorship should be limited to those who have made a significant contribution to the conception, design, execution, or interpretation of the reported study. All those who have made significant contributions should be listed as co-authors. Where there are others who have participated in certain substantive aspects of the research project, they should be acknowledged or listed as contributors.

The corresponding author should ensure that all appropriate co-authors and no inappropriate co-authors are included on the paper, and that all co-authors have seen and approved the final version of the paper and have agreed to its submission for publication.

Hazards and human or animal subjects

If the work involves chemicals, procedures or equipment that have any unusual hazards inherent in their use, the author must clearly identify these in the manuscript. If the work involves the use of animal or human subjects, the author should ensure that the manuscript contains a statement that all procedures were performed in compliance with relevant laws and institutional guidelines and that the appropriate institutional committee(s) has approved them. Authors should include a statement in the manuscript that informed consent was obtained for experimentation with human subjects. The privacy rights of human subjects must always be observed.

Fundamental errors in published works

When an author discovers a significant error or inaccuracy in his/her own published work, it is the author's obligation to promptly notify the journal editor or publisher and cooperate with the editor to retract or correct the paper. If the editor or the publisher learns from a third party that a published work contains a significant error, it is the obligation of the author to promptly retract or correct the paper or provide evidence to the editor of the correctness of the original paper.

Ethical Codes of Research

for The Korean Society of Ocean Engineers [1, Nov. 2008 amended]

All members of The Korean Society of Ocean Engineers, by observing the following codes of conduct and regulations regarding research in the field, will contribute to the development of ocean engineering and the security and prosperity of the society and the nation, thus holding our honesty, reputation and authority in the highest standards.

A. Foundational Spirit

1. We make a contribution to mutual prosperity of mankind through ocean development, using the knowledge and technique in the field of ocean engineering.
2. We contribute to fostering the good spirit of citizenship by conducting responsible research.
3. We make efforts to enhance our authority and competitiveness as experts in ocean engineering.

B. Fundamental Canons

1. We consider the public security and welfare as a top priority and conform to the principle of sustainable use of ocean in conducting our research.
2. We promote professional development through performing proper research and provide young researchers with the opportunities to develop professionally.

3. We respect the public values such as honesty, accuracy, efficiency and objectivity in offering services such as providing expertise or disclosing research results.
4. We do not have unfair competitions with others and solve problems with objective information and processes when there is a clash of interests.
5. We raise common issues only through objective and fair methods.

C. Practical Platforms

1. We consider the public security and welfare as a top priority and conform to the principle of sustainable use of ocean in conducting our research.
 - (a) We must acknowledge the fact that the life, security, health and welfare of the public have an absolute reliance over our products such as structures, equipments and machines that are given thought to and made into decision by engineers.
 - (b) We must not propose or approve research plans which cause harm to the public health and welfare.
 - (c) We must conform to the principle of sustainable use of ocean to enhance the quality of the public life and endeavor to improve the ocean environment.
2. We promote professional development through performing proper research and provide young researchers with the opportunities to develop professionally.
 - (a) As we build our career, we must continue to acquire new knowledge and promote intellectual development by keeping track of research results, organizing research methods and raising necessary issues voluntarily.
 - (b) We must be thoroughly honest to the contributions from cooperators, competitors and predecessors and utilize them for our professional development.
 - (c) We, as administrators, must supervise young researchers in a fair manner and, as their advisors, must assist them sincerely to grow into socially recognized members.
3. We respect the public values such as honesty, accuracy, efficiency and objectivity in offering services such as providing expertise or disclosing research results.
 - (a) When we offer service under our responsibility that involves providing professional knowledge, we must act according to professionalism as a commissioner, trying to prevent waste of resources and reporting objective facts, trustworthy data and accurate research results.
 - (b) We prohibit any fraudulent acts in conducting research such as fabrications, forgeries and plagiarism.
 - (c) We must admit our mistakes or errors when they are verified and must not try to justify them by distorting facts or data.
4. We do not have unfair competitions with others and solve problems with objective information and processes when there is a clash of interests.
 - (a) We must not distort the professional, academical qualifications of ourselves and coworkers. We must not fabricate or exaggerate our positions or authorities of the past achievements.
 - (b) Our papers must contain facts and no exaggeration that are contributed to media sources. When publishing a paper or a report which involves multiple researchers, we must allocate authors based on their levels of contributions and mention every person and institution that is concerned and provided assistance.
 - (c) We must not criticise others' achievements in an irresponsible manner by intentionally distorting their professional reputation, prospects and character in both direct and indirect ways.
 - (d) When a clash of interests occur, we must organize a committee composed of authoritative experts in the field and fairly solve the problem based on objective facts and data.
5. We raise common issues only through objective and fair methods.
 - (a) We must be thoroughly objective and honest when submitting expert reports or policy proposals and include relevant, sufficient and appropriate information.

- (b) When addressing public issues through open debates or forums, we must provide opinions based on objective facts and data and must not cause harm to the public interest by making groundless argument or being involved in private interests with others.
 - (c) We must be honest when explaining our business and its advantages, and must not try to meet our interests by damaging professional honor and coordination with coworkers.
6. All members of The Korean Society of Ocean Engineers must abide by the ethical codes of research stated above.

D. The Scope of Manuscript

1. Manuscripts include papers, technical reports and commentaries, and papers must be the ones that are not released in other journals.
2. "Journals" are the ones that have an appropriate screening of submitted theses and that are published on a regular basis.
3. All manuscripts other than the ones stated in the previous clause can be submitted such as conference papers, research reports, diploma papers and academic articles, provided that their sources are stated according to the 3rd clause of The Regulations on Paper Submission in The Journal of the Korean Society of Ocean Engineers.

E. The Definitions and Types of Fraudulent Acts in Research

1. "Fraudulent acts in research" include all affairs that violates ethical codes of research: fabrications, forgeries, plagiarism, overlapping publications and unfair marking of writers which may occur in every phase of research process, such as in a proposal, conducting, a report or presentation of research results.
2. "Fabrication and forgeries" refers to an act of distorting the content or outcome of research by making up false data or results.
3. "Plagiarism" refers to an act of unfairly employing all research results, such as others' publications, research proposals, ideas, hypotheses and theories, without a fair approval or quotation.
4. "Overlapping publications" refers to two writings published in different media sources that are totally identical in their contents or share the major contents. It is also the case of overlapping publication where the paper published later contains a slightly different viewpoint, yet contains the same or slightly different analysis on the same data from the previous paper.
5. "Unfair marking of writers" refers to an act of unfairly gaining reputation by pretending to be a real author of a paper without any participation in research.
6. Fraudulent acts also include a behavior of intentionally disturbing investigations regarding assumed misconducts in research or inflicting an injury on an informant.
7. "Other fraudulent acts in research" refers to all affairs that are generally accepted as the violations to ethical codes of research in the academia.

F. Screening System, Processing Criteria and Procedure

1. Screening System
 - (a) Authors must submit a "consent form of delegation of copyright" which necessitates an author's confirmation on any violations to ethical codes of research.
 - (b) When inspectors raise question on any violations to ethical codes of research, The Committee of Ethical Codes of Research determines its/their compliance to the regulations after examining all materials concerned and giving the contributor a chance to defend him/herself.
 - (c) When any violations to ethical codes of research are found while screening or editing (after the insertion of a paper in an academic magazine), The Committee of Ethical Codes of Research determines its/their compliance to the regulations after giving the contributor a chance to defend him/herself.
 - (d) When any violations to ethical codes of research are called into question after a paper is published, The Committee of Ethical Codes of Research determines its/their compliance to the regulations after giving the

contributor a chance to defend him/herself.

2. Processing Criteria

- (a) All processing criteria regarding fraudulent acts in research follow the regulations and detailed rules for operation of The Committee of Ethical Codes of Research of this society.

3. Processing Procedure

- (a) When any affair is determined as a violation to the ethical codes of research in the phase of submission or screening, The Editing Commission should report it to The Committee of Ethical Codes of Research.
- (b) When any affair is determined as a violation to the ethical codes of research after the insertions of a paper in an academic magazine, The Committee of Ethical Codes of Research should immediately cancel its publication and notify the cancellation to the author/s

G. Ethical codes of Editing

1. The editor must a strong sense of ethics regarding the codes of conduct in research and in publication. Also, he/she must not have any personal interests with others in the process of edition.
2. The editor must thoroughly keep security in all matters related to the contribution of manuscripts, screening and publication.
3. The editor must be well-informed about the violations to ethical codes of research and make a neutral and impersonal judgement when he/she found any violations.

Supplementary Provisions

1. Regulations stated above are enacted after 1 Nov. 2008. For the manuscripts contributed in academic magazines before 1, Nov. 2008, the 3rd clause in “D” is not applied. Also, they are not interpreted as violations to the ethical codes of research even if they did not stated their source in the journal of this society.
2. Also, for the papers applicable to the clause “D” or “E”, the writer/s can take measures such as “cancellation of a paper” based on their judgement, or “rejection of screening” if the paper is under screening.

1, Nov. 2008

The Korean Society of Ocean Engineers

[31, May 2007 enacted]

[1, Nov. 2008 amended]

Publishing Agreement

Article details

Article :
Corresponding author :
E-mail address :
DOI :

YOUR STATUS

I am one author signing on behalf of all co-authors of the manuscript.

ASSIGNMENT OF COPYRIGHT

I hereby assign to Korean Society of Ocean Engineers, the copyright in the manuscript identified above and any tables, illustrations or other material submitted for publication as part of the manuscript (the "Article"). This assignment of rights means that I have granted to Korean Society of Ocean Engineers the exclusive right to publish and reproduce the Article, or any part of the Article, in print, electronic and all other media (whether now known or later developed), in any form, in all languages, throughout the world, for the full term of copyright, and the right to license others to do the same, effective when the Article is accepted for publication. This includes the right to enforce the rights granted hereunder against third parties.

SCHOLARLY COMMUNICATION RIGHTS

I understand that no rights in patents, trademarks or other intellectual property rights are transferred to the Journal owner. As the author of the Article, I understand that I shall have: (i) the same rights to reuse the Article as those allowed to third party users of the Article under the CC-BY-NC License, as well as (ii) the right to use the Article in a subsequent compilation of my works or to extend the Article to book length form, to include

I have read and agree to the terms of the Journal Publishing Agreement.

Corresponding author :

name

signature

Print and sign completed form. Fax(+82 51 759 0657) or E-mail scanned file to : ksoehj@ksoe.or.kr
(Papers will not be published unless this form is signed and returned)

the Article in a thesis or dissertation, or otherwise to use or re-use portions or excerpts in other works, for both commercial and non-commercial purposes. Except for such uses, I understand that the assignment of copyright to the Journal owner gives the Journal owner the exclusive right to make or sub-license commercial use.

USER RIGHTS

The publisher will apply the Creative Commons Attribution-Noncommercial Works 4.0 International License (CC-BY-NC) to the Article where it publishes the Article in the journal on its online platforms on an Open Access basis.

The CC-BY-NC license allows users to copy and distribute the Article, provided this is not done for commercial purposes and further does not permit distribution of the Article if it is changed or edited in any way, and provided the user gives appropriate credit (with a link to the formal publication through the relevant DOI), provides a link to the license, and that the licensor is not represented as endorsing the use made of the work. The full details of the license are available at <http://creativecommons.org/licenses/by-nc/3.0/legalcode>.

REVERSION OF RIGHTS

Articles may sometimes be accepted for publication but later rejected in the publication process, even in some cases after public posting in "Articles in Press" form, in which case all rights will revert to the author.

한국해양공학회지(JOET) 논문투고규정 (2016. 10. 20 개정)

1. 본 학회지에 투고하고자 하는 사람은 한국해양공학회 회원임을 원칙으로 하며 공저인 경우에는 적어도 1인 이상이 회원이어야 한다. 단, 본 학회의 편집위원회가 특별히 인정한 사람은 예외로 한다.
2. 원고는 학술논문, 기술보고 및 자료를 포함하고, 학술논문의 경우 다른 학술지에 게재되지 않은 것이라야 한다. 학술지라 함은 투고 논문에 대한 적절한 심사체계와 주기적 발간이 이루어지는 저널(Journal) 등을 의미한다. 학술지 이외의 학술대회 논문, 연구 보고서, 학위논문, 학술기사 등 모든 원고는 투고가 가능하다. 또한 본 학회지에 게재되면 본 학회 편집위원회의 서면승인 없이 타학술지에 전부 또는 일부가 동일형식으로 발표되어서는 안되며, 저작권은 학회에 귀속된다.
3. 투고논문 중 학술지 이외의 학술대회 논문, 연구보고서, 학위논문, 학술기사 등의 경우는 각주를 통해서 아래 예와 같이 원고 전체 혹은 부분이 출판되었음을 명시하여야 한다.
예) 본 논문은 2008년 제주도에에서 개최된 한국해양과학기술협의회 공동학술대회에서 발표된 논문을 근간으로 하고 있음을 밝힙니다.
4. 원고는 인터넷 상에서 WebReview 시스템을 이용하여 제출하여야 하며 이때 본 학회의 논문투고양식(template)에 맞도록 한글(Hangul) 또는 MS 워드(MS Word) 파일을 첨부로 제출하여야 한다. 원고접수 시 소정의 심사료를 납부하여야 한다. 또한 저작권 위임동의서를 학회 사무국으로 제출하여야 한다.
5. 원고가 인터넷 상에서 접수된 날을 접수일자로 한다.
6. 원고의 채택여부는 논문심사규정에 따라 정한다.
7. 학회지에 게재될 원고의 규정면수는 6면 이내이고, 규정면수를 초과할 때 저자는 소정의 게재료 이외에 초과분에 대한 게재료를 납부하여야 한다.
8. 논문원고의 체제는 다음을 원칙으로 한다. (1)제목, (2)저자명, (3)주요기술용어(Key Words), (4)영문초록, (5)기호설명, (6)서론, (7)본론(이론해석, 실험방법, 결과, 결과의 해석, 고찰), (8)결론, (9)후기, (10)참고문헌, (11)부록, 기타
9. 상세한 편집 방법은 한국해양공학회지(JOET) 템플릿을 따른다.
10. 원고에 포함될 도표 및 사진은 한글 또는 MS워드에서 처리가 가능하여야 하며 그 선명도에 대한 책임은 저자가 진다.
11. 원고 내용 및 탈오자의 책임은 저자가 진다.
12. 편집위원회는 본 학회의 논문투고규정을 따르지 않는 원고에 대하여 심사 및 게재를 거부할 수 있다.
13. 기타 본 규정에 명시되지 않은 사항(투고분야 포함)은 본 학회 편집위원회의 결정에 따른다.
14. 학회는 저자에게 별쇄본을 제공하지 않는 것을 원칙으로 하나, 필요한 경우는 저자가 실비를 부담하여야 한다.

한국해양공학회지

제33권 제3호(통권 제148호)

인 쇄 : 2019년 6월 26일

발 행 : 2019년 6월 30일

발행인 : 윤종성

편집인 : 정준모

발 행 소 : 사단법인 한국해양공학회

부산광역시 동구 중앙대로 180번길 13, 1302호 (초량동 프레지던트오피스텔)

전 화 : (051)759-0656 FAX : (051)759-0657

담당 : 사무국장 이희진

E - mail : ksoehj@ksoe.or.kr

Homepage : www.ksoe.or.kr

인 쇄 소 : 한림원(주)

서울특별시 중구 퇴계로51길 20 1303(오장동, 넥서스타워)

전 화 : (02)2273-4201 FAX : (02)2179-9083

E - mail : hanrim@hanrimwon.co.kr



사단법인 **한국해양공학회**
The Korean Society of Ocean Engineers